

# **Numerische Simulation des Metallschutzgasschweißens von Grobblechen aus un- und niedriglegiertem Feinkornbaustahl**

## **Dissertation**

zur Erlangung des Grades eines Doktor-Ingenieurs  
vorgelegt von

**Dipl.-Math. Patrick Mehmert**

aus Heessen jetzt Hamm

genehmigt von der  
Fakultät für Bergbau, Hüttenwesen und Maschinenwesen  
der Technischen Universität Clausthal



Tag der mündlichen Prüfung  
6. Februar 2003



Vorsitzender der Promotionskommission:

Prof. Dr.-Ing. R. Weichert

Hauptberichterstatter:

Prof. Dr.-Ing. V. Wesling

Berichterstatter:

Prof. Dr.-Ing. U. Draugelates





# Abstract

Innerhalb dieser Arbeit wird ein neues umfassendes Finite-Elemente-Modell zur Simulation des Metallschutzgasschweißens von Grobblechen aus Feinkornbaustahl vorgestellt.

Dazu werden zunächst die Ergebnisse experimenteller Untersuchungen betrachtet, die eine solide empirische Grundlage der Modellierung bilden und gleichzeitig eine umfassende Verifikation der Simulationsergebnisse ermöglichen. Für die Versuche werden zwei Feinkornbaustähle verwendet: höherfester unlegierter Qualitätsstahl (Mindeststreckgrenze 355 N/mm<sup>2</sup>) und hochfester, schweißgeeigneter Edelstahl (Mindeststreckgrenze 460 N/mm<sup>2</sup>) jeweils für Blechdicken von 6, 8 und 10 mm. Auf Grundlage der Statistischen Versuchsplanung wird ein dreidimensionaler Parameterraum unter Variation der Schweißgeschwindigkeit, der Drahtzufuhr und des Brennerabstandes untersucht. Als Zielgrößen ergeben sich Schweißstrom und -spannung, Schmelzbad- und Nahtgeometrie, Breite der Wärmeeinflußzone, Temperaturfeld und Abkühlverhalten, Gefügezusammensetzung und Härteverlauf. Die Temperaturfeldbestimmung erfolgt über ein Thermographiesystem, dessen Daten über eine im Rahmen der Arbeit erstellte Software ausgewertet werden. Für die übrigen Zielgrößen werden Regressionsgleichungen abhängig von den Versuchsparametern aufgestellt, um eine effektive Verwendung der Versuchsergebnisse im Rahmen der Modellierung und Verifikation zu ermöglichen.

Für die Simulation werden zwei unterschiedliche dreidimensionale Modelle entwickelt, mit dem Ziel durch Verwendung einfacher aber effektiver Ansätze schnelle Berechnungen zu ermöglichen. Zum einen ist dies ein dynamisches Modell mit bewegter Wärmequelle, welches den instationären Schweißprozeß nachbildet, zum anderen ein statisches Modell mit scheinbar unbewegter Wärmequelle, mit dem die Ausbildung des quasi-stationären Schweißtemperaturfelds berechnet werden kann. Beide Modelle liefern die für Schweißprozeße charakteristischen ortsabhängigen Abkühlzeiten, aus denen abhängig von der chemischen Zusammensetzung des Grundwerkstoffs die mechanischen Eigenschaften der Wärmeeinflußzone wie Härte, Streckgrenze, Zugfestigkeit, Bruchdehnung, Brucheinschnürung und Kerbschlagzähigkeit berechnet werden. Darüberhinaus werden die Anteile der wesentlichen Gefügebestandteile bestimmt. Zusätzlich wird ein neues Modell für den Härteverlauf und die korrespondierende Zugfestigkeit implementiert, welches eine für die betrachteten Werkstoffe und den Prozeß spezifischere Beurteilung der Verbindungsqualität ermöglicht. Für die Berechnung der Nahtausbildung werden Ansätze mit unterschiedlicher Berücksichtigung von Versuchsergebnissen und Massenbilanz verwendet. Die Anpassung der Netzgeometrie erfolgt im Verlauf der Simulation automatisch und fast rechenzeitneutral. Für das dynamische Modell wird außerdem die entkoppelte mechanische Berechnung von Eigenspannungen und Verzug auf Grundlage der Schweiß-Temperaturgeschichte vorgestellt, mit der die Simulationsmöglichkeiten komplettiert werden.

Die Leistungsfähigkeit der entwickelten Simulationsmodelle wird an zahlreichen Beispielen belegt. So wird analog zu den Experimenten der Einfluß der Parameterwahl auf das Schweißergebnis in der Simulation ermittelt und mit den realen Werten verglichen. Es erfolgt ein Vergleich des statischen und dynamischen Modells hinsichtlich der berechneten Temperaturfelder, den daraus abgeleiteten Größen und den Rechenzeiten. Für jede Blechdicke wird ein Vergleich der Ergebnisse abhängig von der Stahlsorte, die sich in ihren chemischen Zusammensetzungen unterscheiden, angestellt. Ebenso werden Einflüsse der Randbedingungen und der Zeitschrittwahl betrachtet.



## **Danksagung**

Ich danke dem Direktor des Instituts für Schweißtechnik und Trennende Fertigungsverfahren der TU Clausthal, Herrn Prof. Dr.-Ing. Volker Wesling, für die freundliche Bereitschaft, die Betreuung meiner Dissertation in der entscheidenden letzten Phase zu übernehmen. Er stand mir mit seinem Fachwissen und seiner Erfahrung kompetent und hilfreich zur Seite und hat mit wertvollen Hinweisen entscheidend zu dieser Arbeit beigetragen.

Ganz besonders bedanke ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Ulrich Draugelates, seinem langjährigen Vorgänger, der durch sein Wirken die Grundlage und das Umfeld für das Gelingen dieser Dissertation geschaffen hat. Daher freut es mich, daß er durch die Übernahme des Korreferats auch am Abschluß dieser Arbeit noch wesentlichen Anteil hatte.

Sehr herzlich danke ich meiner Frau Miriam und meinem Sohn Julian Henrik, die unzählige Wochenenden und Abende ohne mich verbringen mussten. Ihr Verständnis und ihre Unterstützung haben mir die Kraft gegeben, alle aufkommenden Hindernisse und Probleme zu bewältigen.

Ebenfalls möchte ich mich bei den Kollegen am Institut und hier besonders bei den technischen Mitarbeitern Andreas Böttcher, Uwe Dix, Rolf Hoffmann und Martin Pernau sowie bei meinen wissenschaftlichen Hilfskräften Henning Janßen und Karsten Wesselmann bedanken, die alle ihren individuellen Beitrag geleistet haben, um diese Arbeit erstellen zu können.

## Inhaltsverzeichnis

|          |   |           |
|----------|---|-----------|
| <b>1</b> | <b>Einleitung</b>   | <b>1</b>  |
| 1.1      | Simulation . . . . .  | 1         |
| 1.2      | Metallschutzgasschweißen . . . . .  | 2         |
| 1.3      | Entwicklung und Stand der Forschung . . . . .                               | 7         |
| 1.4      | Ziele der Arbeit . . . . .  | 10        |
| <b>2</b> | <b>Experimentelle Untersuchungen</b>  | <b>12</b> |
| 2.1      | Auftragsschweißungen . . . . .  | 12        |
| 2.2      | Bestimmung der Emissionskoeffizienten . . . . .                             | 18        |
| 2.3      | Verbindungsschweißungen . . . . .   | 22        |
| 2.3.1    | Parameter . . . . .   | 22        |
| 2.3.2    | Statistische Versuchsplanung . . . . .                                      | 24        |
| 2.3.3    | Festlegung des Versuchsplans . . . . .                                      | 25        |
| 2.4      | Versuchsaufbau . . . . .  | 28        |
| 2.5      | Ergebnisse . . . . .  | 30        |
| 2.5.1    | Temperaturfelder . . . . .  | 30        |
| 2.5.2    | Stromstärke, Spannung, Leistung und Streckenenergie . . . . .               | 38        |
| 2.5.3    | Schmelzbad- und Nahtgeometrie, Breite der Wärmeeinflußzone, Härte . . . . . | 42        |
| 2.5.4    | Abkühlzeit $t_{8/5}$ von 800 auf 500°C . . . . .                            | 51        |
| 2.6      | Gefügeausbildung . . . . .  | 55        |
| 2.6.1    | Metallurgische Grundlagen . . . . .   | 55        |
| 2.6.2    | Eigenschaften der Grundwerkstoffe . . . . .                                 | 58        |
| 2.6.3    | Qualitative Analyse . . . . .   | 58        |
| <b>3</b> | <b>Modellbildung</b>  | <b>62</b> |
| 3.1      | Temperaturfeld . . . . .  | 62        |
| 3.1.1    | Wärmeleitungsgleichung . . . . .  | 62        |
| 3.1.2    | Anfangs- und Randbedingungen . . . . .                                      | 64        |
| 3.1.3    | Analytische Lösungen . . . . .  | 66        |
| 3.1.4    | Lösung mit der Finite Elemente Methode . . . . .                            | 70        |

|          |  |            |
|----------|--|------------|
| 3.2      | Eigenspannung und Verzug . . . . .                               | 75         |
| 3.2.1    | Grundgleichungen der Mechanik und FEM-Formulierung . . . . .     | 75         |
| 3.2.2    | Anfangs- und Randbedingungen . . . . .                           | 77         |
| 3.2.3    | Entstehung von Eigenspannungen und Verzug . . . . .              | 78         |
| 3.2.4    | Lösung mit der Finite Element Methode . . . . .                  | 78         |
| 3.3      | Gefügeausbildung und mechanische Eigenschaften . . . . .         | 80         |
| 3.3.1    | Approximation durch isotherme Umwandlungen . . . . .             | 80         |
| 3.3.2    | Berechnung über kontinuierliche Schweiß-ZTU Ergebnisse . . . . . | 82         |
| 3.3.3    | Berechnung der Mechanischen Eigenschaften . . . . .              | 85         |
| 3.4      | Berechnung der Nahtform . . . . .                                | 87         |
| 3.5      | Festlegung der Randbedingungen . . . . .                         | 89         |
| 3.5.1    | Temperaturen . . . . .   | 90         |
| 3.5.2    | Wärmequellen . . . . .   | 90         |
| 3.5.3    | Translation . . . . .  | 94         |
| 3.5.4    | Strahlung . . . . .  | 94         |
| 3.5.5    | Konvektion . . . . .   | 94         |
| 3.6      | Temperaturabhängige Materialwerte . . . . .                      | 97         |
| 3.6.1    | Thermische Materialwerte . . . . .                               | 97         |
| 3.6.2    | Mechanische Materialwerte . . . . .                              | 100        |
| <b>4</b> | <b>Finite Elemente Rechnungen</b>                                | <b>104</b> |
| 4.1      | Vernetzung . . . . .   | 104        |
| 4.2      | Rechenzeiten . . . . .   | 109        |
| 4.2.1    | Löserwahl . . . . .  | 110        |
| 4.2.2    | Zeitschrittwahl . . . . .  | 110        |
| 4.2.3    | Netzgröße . . . . .  | 113        |
| 4.3      | Modellvariationen . . . . .                                      | 114        |
| 4.3.1    | Analytisches Startfeld im statischen Modell . . . . .            | 114        |
| 4.3.2    | Blechgröße . . . . .   | 114        |
| 4.3.3    | Vernachlässigung der freien Konvektion . . . . .                 | 116        |
| 4.3.4    | Schweißen ohne Badsicherung . . . . .                            | 116        |

|          |  |            |
|----------|--|------------|
| 4.3.5    | Nahtausbildung . . . . .                                   | 116        |
| 4.4      | Vergleich des statischen und dynamischen Modells . . . . . | 120        |
| 4.5      | Parametereinfluß . . . . .                                 | 124        |
| 4.6      | Werkstoffeinfluß . . . . .                                 | 136        |
| 4.7      | Eigenspannung und Verzug . . . . .                         | 137        |
| <b>5</b> | <b>Zusammenfassung und Schlußfolgerungen</b>               | <b>143</b> |
|          | <b>Literatur</b>   | <b>147</b> |
|          | <b>Anhang</b>  | <b>155</b> |
|          | <b>Lebenslauf</b>  | <b>184</b> |

# 1 Einleitung

## 1.1 Simulation

Der Einsatz von Simulationstechniken hat in den letzten Jahren in Forschung und Praxis immer mehr zugenommen und an Bedeutung gewonnen. Bei der Produktentwicklung ist die Simulation bereits in weiten Teilen der Industrie zum festen und unverzichtbaren Bestandteil des Entstehungsprozesses geworden. Als Paradebeispiel sei hier einmal mehr die Autoindustrie genannt, bei der Simulationsrechnungen schon vor Produktionsbeginn Aufschluß z.B. über Fahr- und Crashverhalten neuer Modelle geben.

Um das vielbenutzte Schlagwort *Simulation* näher zu betrachten sind im wesentlichen zwei Fragen zu beantworten: was ist Simulation und welchen Nutzen hat sie? Eine erste Annäherung ist der Blick auf die Übersetzung des lateinischen Wortes *simulare* – zu deutsch etwa „so tun, als ob“. Konkret bedeutet dies, daß bei der Simulation ein realer Prozeß durch einen fiktiven ersetzt wird. Simulation ist damit nichts anderes als die Anwendung technischer, naturwissenschaftlicher und mathematischer Erkenntnisse zur Berechnung und Voraussage und daher im Prinzip keine moderne Erfindung. Jede Anwendung einer Formel oder Gleichung kann als Simulation gedeutet werden, da hier nicht mehr der reale Prozeß, sondern seine Abstraktion betrachtet wird. Im allgemeinen wird das Wort Simulation allerdings erst dann angewandt, sobald ein gewisser Komplexitätsgrad der zu berechnenden Vorgänge überschritten ist, wobei es hier keine fest definierte Grenze gibt. Der Gebrauch des Computers ist mit dem heutigen Verständnis von Simulation untrennbar verbunden, so daß die Notwendigkeit eines Rechneinsatzes zur Berechnung realer Vorgänge als Definition für Simulation dienen könnte.

Den Kern einer jeden Simulation bildet das dahinterstehende *Modell*, in der Regel eine Menge von physikalischen Formeln und Eigenschaften, welche den realen Prozeß beschreiben. Ab einer gewissen Komplexität gewinnt dabei auch die mathematische Behandlung des Modells an Bedeutung bzw. wird sogar integraler Bestandteil des Modells. Den einfachsten Fall stellt eine Formel dar, bei der rechts bekannte Werte eingesetzt werden und links der berechnete Wert herauskommt. Das andere Extrem wäre ein System nichtlinearer partieller Differentialgleichungen mit komplizierten Randbedingungen, die nur noch mit numerischen Verfahren auf leistungsfähigen Rechnern näherungsweise gelöst werden können.

Zusammenfassend kann Simulation also als Berechnung eines realen Vorganges aufgrund von Modellannahmen charakterisiert werden, welche nur durch den Einsatz von Computern in angemessener Zeit möglich ist. Oft treffen dabei – gerade bei ingenieurwissenschaftlichen Problemstellungen – aus der Mathematik die Numerik und aus den Naturwissenschaften die Physik

zusammen, was aber durchaus nicht zwingend ist. So gibt es auch das Feld der *Stochastischen Simulation* und statt physikalischer Vorgänge können natürlich auch chemische, biologische, wirtschaftswissenschaftliche und andere Prozesse betrachtet werden.

Die naheliegendste Antwort auf die Frage nach dem Nutzen einer Simulation ist klar: die Einsparung des Experiments. Diese zunächst triviale Erkenntnis hat weitreichende Bedeutung. Auf der einen Seite kann dies bedeuten, daß Zeit und Kosten eingespart werden können. Auf der anderen Seite ist zu beachten, daß für komplexe Simulationsaufgaben hochqualifiziertes Personal sowie leistungsfähige Hard- und Software vorhanden sein muß. Zum Faktor Zeit ist zu sagen, daß die meisten Simulationen immer noch wesentlich länger in der Berechnung brauchen, als der reale Vorgang dauert, in der Regel sind dies einige Zehnerpotenzen. Weiterhin kann zur Modellerstellung und -verifikation nicht vollständig auf Experimente verzichtet werden. Dennoch lohnt sich in der Regel die Reduktion der Experimente und die Substitution durch Simulationsrechnungen.

Existiert nun ein leistungsfähiges Modell und sind seine Grenzen bekannt, können alle weiteren Untersuchungen innerhalb des Gültigkeitsbereiches mit Hilfe der Simulation angestellt werden. Daraus ergeben sich als weitere wichtige Eigenschaften die Prognosefähigkeit sowie die Möglichkeit, durch Simulationen tiefere Einblicke in die betrachteten Vorgänge zu erhalten, als dies mit Experimenten der Fall wäre. So ist es in der Praxis unmöglich zu jedem Zeitpunkt und an jedem Ort alle physikalischen Daten innerhalb eines Experiments zu messen, die Simulation kann dagegen alle gewünschten Werte liefern. Schließlich können Simulationen dazu genutzt werden, Optimierungen des betrachteten Prozesses durchzuführen. Beim Einsatz der Simulation in der Produktionstechnik kann sich dies z.B. auf die Vermeidung von Fehlern und die Qualitätssteigerung beziehen, auf die benötigte Zeit, den Energie- und Materialverbrauch und letztlich natürlich auf die entstehenden Kosten.

## 1.2 Metallschutzgasschweißen

Das Schweißen ist als stoffschlüssiges Fügeverfahren von großer Bedeutung in der Fertigungstechnik, da auch mechanisch stark beanspruchbare Teile wirtschaftlich hergestellt werden können, u.a. wegen der guten Mechanisierbarkeit und Reproduzierbarkeit heutiger Verfahren. Das Metallschutzgas-Schweißen (MSG) gehört zur Gruppe der Lichtbogenschmelzschweißverfahren, bei denen zwischen einer Elektrode und dem Werkstück eine Spannung anliegt, die zur Ausbildung eines Lichtbogens führt. Bei den MSG-Verfahren Metallinertgas- (MIG) und Metallaktivgasschweißen (MAG) führt dies gleichzeitig zu einem Abschmelzen der Elektrode, die somit auch als Zusatzwerkstoff dient. Im Gegensatz dazu wird beim Wolframinertgasschwei-



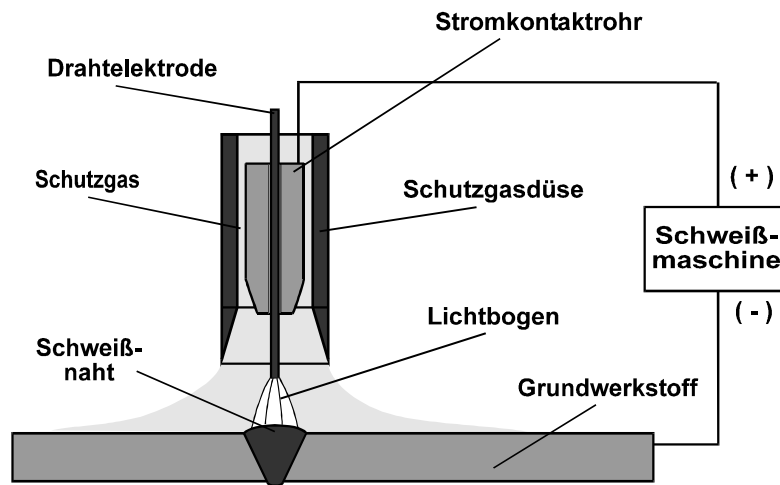


Abbildung 1: Prinzip des Metallschutzgasschweißens (aus [ST1])

ßen (WIG) eine nichtabschmelzende Wolframelektrode verwendet, Zusatzwerkstoff muß gegebenenfalls extra zugeführt werden. Das Verfahrensprinzip für das MIG/MAG-Schweißen ist in Abbildung 1 dargestellt. Die Drahtelektrode wird durch ein Stromkontaktrohr zur entstehenden Naht geführt. Zwischen dem Kontaktrohr und dem Grundwerkstoff wird eine Spannung angelegt, die zur Ausbildung eines Lichtbogens zwischen Draht und Werkstück bzw. Schmelzbad führt. Gleichzeitig schmilzt der kontinuierlich zugeführte Draht und geht tropfen- bis sprühartig in die Fuge über oder bildet die Blindraupe einer Auftragsschweißung. Über eine Schutzgasdüse, die das Kontaktrohr umgibt, wird ein Inert- oder Aktivgas zum Schutz der Schmelze zugeführt, welche die sich bildende Schmelze von der Luftatmosphäre abschirmt, um unerwünschte Reaktionen zu vermeiden. Diese würden sonst, z.B. über extreme Porenbildung, zu einer dramatisch gesenkten Festigkeit der Schweißverbindung führen. Beim Inertgasschweißen wird ein nicht reaktives Gas, in der Regel Argon, verwendet. Beim Aktivgasschweißen werden meistens Argon-Kohlendioxid-Gemische oder auch  $\text{CO}_2$  allein eingesetzt, wodurch sowohl die Lichtbogen- wie auch die Schmelzbadausbildung beeinflusst wird. Daneben können noch Auf- oder Entkohlungseffekte sowie Oxydationen reaktionsfreudiger Elemente in der Schweißnaht auftreten. Einzelheiten hierzu sind z.B. [ST1] zu entnehmen.

Die Verhältnisse an der Schnittstelle Draht-Lichtbogen-Schmelzbad sind in Abbildung 2 zu erkennen. Der Werkstoffübergang der abschmelzenden Tropfen wird dabei von der Schwerkraft (positionsabhängig), der elektromagnetisch induzierten Einschnürung – dem Pinch-Effekt, der Plasmaströmung und eventuell expandierenden Gasen im Tropfen begünstigt. Abschwächende Größen sind die Oberflächenspannung und Viskosität des flüssigen Tropfens, sowie der Lichtbogen- und Metaldampfdruck darunter. Das Schmelzbad wird wiederum von der Fre-

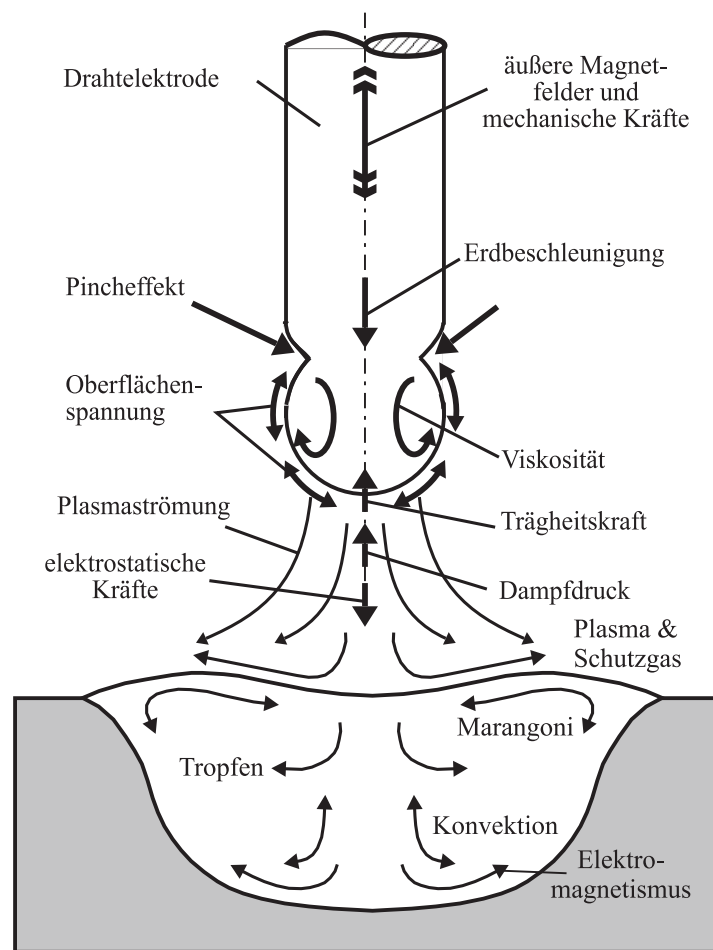


Abbildung 2: Verhältnisse an der Schnittstelle Draht-Lichtbogen-Schmelzbad (nach [ST1] und [Radaj2])

quenz und Größe der einfallenden Tropfen, dem Lichtbogendruck und den internen Strömungsvorgängen beeinflusst. Letztere setzen sich zusammen aus der Tropfenwirkung, der thermisch induzierten Konvektion, der elektromagnetisch angetriebenen Konvektion und dem Marangoni-Effekt. Dieser wird durch die Temperaturabhängigkeit der Oberflächenspannung verursacht und führt zu Strömungen von niedriger zu hoher Oberflächenspannung. Da die Oberflächenspannung je nach chemischer Zusammensetzung mit steigender Temperatur sowohl zunehmen als auch abnehmen kann, führt der Marangoni-Effekt einmal zu breiteren, ein anderes Mal zu tieferen Schmelzbädern, siehe [Ehlen1], [Ehlen2].

Die beschriebenen Zusammenhänge führen dazu, daß neben den anderen Prozeßgrößen wie Schweißleistung, Schweißgeschwindigkeit und verwendeten Materialien auch dem verwendeten Schutzgas eine besondere Bedeutung zukommt. Dessen chemische Zusammensetzung hat Auswirkungen auf die Oberflächenspannung und Viskosität des abschmelzenden Tropfens, die

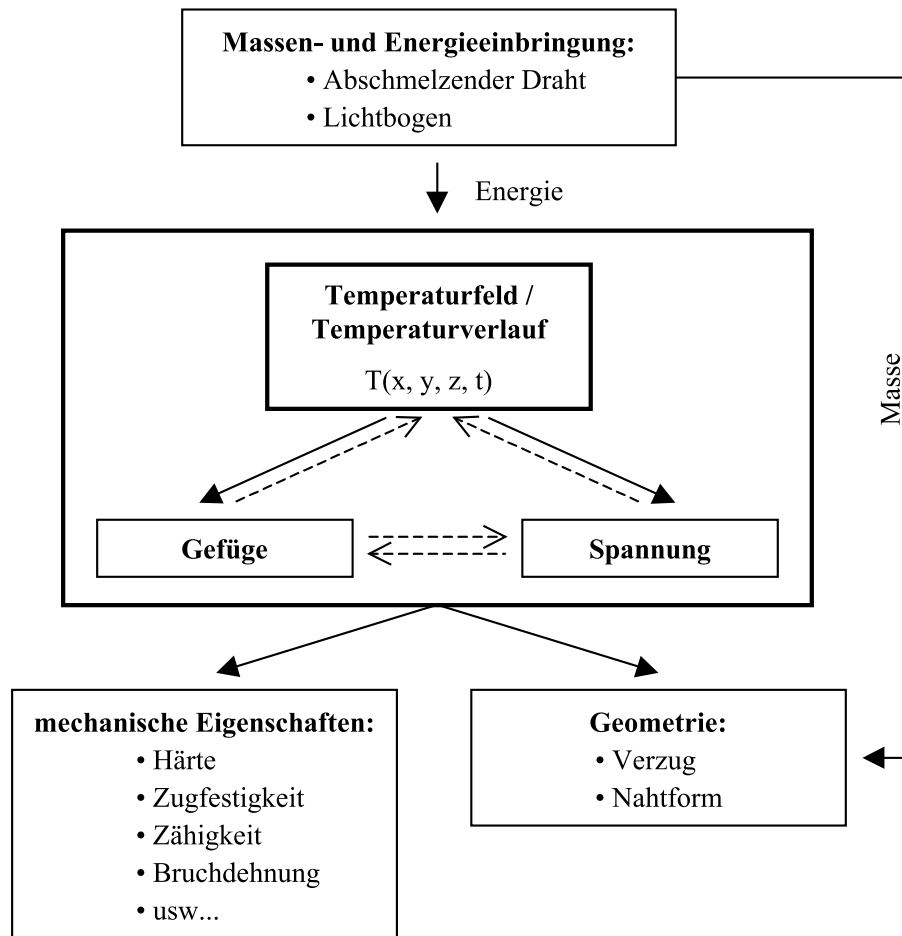


Abbildung 3: Beziehung zwischen den Prozeßgrößen beim Schweißen

Zusammensetzung des Lichtbogenplasmas und die Oberflächenspannung des Schmelzbades, wodurch wiederum zahlreiche Wechselwirkungen indirekt beeinflusst werden. Letztendlich sind also auch die Nahtausbildung und die Eigenschaften der Schweißverbindung erheblich vom verwendeten Schutzgas abhängig. Die hier vorgestellten Untersuchungen sind daher streng genommen nur für das verwendete Gas oder ähnliche Zusammensetzungen gültig.

Abbildung 3 illustriert die grundlegenden Zusammenhänge der Größen, die beim Schweißprozeß auftreten. Über den abschmelzenden Draht und den Lichtbogen wird Energie in den Nahtbereich geleitet. Die Drahtmasse wirkt sich hauptsächlich bei der Nahtformung aus, wobei es natürlich auch Rückwirkungen über die geometrischen Verhältnisse auf den Wärmefluß und damit das Temperaturfeld gibt. Die zugeführte Energie führt zur Ausbildung eines quasi-stationären Temperaturfelds mit dem Brenner als Bezugspunkt. Jeder einzelne Punkt durchläuft dagegen eine bestimmte Temperaturgeschichte, im stationären Zustand sind diese alle gleich, aber zeitlich versetzt. Abhängig von dieser Temperaturgeschichte bildet sich ein neues Gefüge aus, das

hauptsächlich von der Spitztemperatur, der Austenitverweilzeit und der Abkühlgeschwindigkeit abhängt. Über temperaturabhängige Materialwerte wie die Spannungs-Dehnungskurve und die thermische Ausdehnung werden Spannungen im Werkstück erzeugt, die entweder eine selbständige plastische Verformung des Werkstücks – den Verzug – zur Folge haben oder bei eingespannten Werkstücken Eigenspannungen zurücklassen. Es ist deutlich zu erkennen, daß die Kenntnis des korrekten Temperaturfelds bei der Schweißsimulation die Grundvoraussetzung für weitere Schlußfolgerungen darstellt.

Neben den direkt vom Temperaturverlauf induzierten Auswirkungen gibt es noch schwächere Wechselwirkungen zwischen den Größen, die hier gestrichelt dargestellt sind. So können Spannungen durch Umwandlungen bei der Gefügebildung entstehen, während Gefügeumwandlungen durch bestehende Spannungen beeinflusst werden können. Umwandlungswärme bei Phasenübergängen beeinflusst das Temperaturfeld ebenso wie Wärme, die durch spannungsinduzierte plastische Verformung entsteht. Aufgrund der hohen Leistungseinbringung beim MSG-Schweißen von mehreren Kilowatt, die zudem noch auf relativ geringer Fläche konzentriert ist, ist letzteres in der Regel vernachlässigbar. Die anderen Wirkungen können teilweise durch temperaturabhängige Materialwerte angenähert werden.

Aus diesem Dreieck von Hauptwirkungen aus Temperatur, Gefüge und Spannung folgen schließlich die Größen der Schweißverbindung, welche die Qualität charakterisieren. Die mechanischen Eigenschaften wie Härte, Zugfestigkeit, Zähigkeit usw. hängen im wesentlichen mit dem entstandenen Gefüge zusammen, wobei eventuell entstandene Eigenspannungen auch zu den mechanischen Eigenschaften gehören. Die Geometrie wird einerseits durch die Nahtform bestimmt, andererseits durch gegebenenfalls aufgetretenen Verzug. Letzterer ist aus naheliegenden Gründen in der Regel unerwünscht, wodurch der Verzugsvorhersage eine vergleichbare Bedeutung zukommt wie der Prognose der mechanischen Größen.

Für eine weitestgehend realitätsnahe Simulation des MSG-Schweißens müsste ein hochkomplexes Modell verwendet werden, daß mindestens folgende Punkte beinhaltet:

- Elektrode: Abschmelzverhalten und Tropfenübergang
- Lichtbogen: Interaktion mit Schmelzbad
- Schmelzbad: Form und Strömung im Schmelzbad
- Wärmeleitung im Werkstück
- Wärmeabgabe: Strahlung und Konvektion

Solch ein Modell würde völlig unterschiedliche physikalische Phänomene koppeln müssen, u.a. Elektromagnetismus, Widerstandserwärmung durch Strom (Joule-Effekt), Wärmeleitung, Dynamik, Ausbildung einer freien Oberfläche, Strömung und einige mehr. Neben dem enormen Aufwand der Modellierung und der benötigten Rechenleistung entsteht natürlich die Frage, wie sinnvoll so ein umfassender Ansatz ist. Eine sinnvolle Modellierung besteht aus zielgerichteten Vereinfachungen, die sich nach der Aufgabe des Modells richten, wie ein Beispiel verdeutlichen soll:

Beim Modell eines Schiffes müssen für Tests im Strömungskanal die äußere Form, die Massenverteilung, die Oberflächenbeschaffenheit usw. richtig gewählt werden, um das Schwimmverhalten korrekt wiederzugeben. Soll dagegen das Aussehen des realen Vorbilds dargestellt werden, muß ein völlig anderes Modell erstellt werden, dessen Verhalten im Wasser keine Rolle spielt. Natürlich können auch die Eigenschaften beider Modelle in einem vereint werden – korrektes Schwimmverhalten und detailgetreues Aussehen – nur eben bei ungleich höherem Aufwand zu einem Einzelmodell.

Im Mittelpunkt der Modellerstellung steht also immer die Frage, welche Teile der Realität das Modell widerspiegeln soll und mit welchem Aufwand dies jeweils verbunden ist. Eine Reduktion auf die im Einzelfall relevanten Aspekte ist also stets angebracht. In [Radaj1] wird „... das Vorhaben, die komplizierte Wirklichkeit möglichst detailliert in einem Finit-Element-Modell zu simulieren“ als „unintelligente Lösung“ bezeichnet, wenn jedoch „... die Problemstellung konsequent auf ihren jeweiligen Kern reduziert wird und nur die im jeweiligen Fall dominanten Einflußgrößen im Finit-Element-Modell dargestellt werden ...“ spricht RADAJ von einer „intelligenten Lösung“.

### 1.3 Entwicklung und Stand der Forschung

Das Temperaturgeschehen im Werkstück stellt die mit Abstand wichtigste Prozeßgröße beim Schweißen dar, siehe Abbildung 3, und hat Auswirkungen auf alle wichtigen Qualitätseigenschaften der Schweißverbindung. Dementsprechend beschäftigten sich auch die ersten Ansätze zur Beschreibung und Berechnung von Schweißprozessen zunächst ausschließlich mit den Möglichkeiten, die entstehenden Temperaturfelder zu ermitteln. Die ersten analytischen Lösungen der zugrunde liegenden physikalischen Gleichungen stammen aus den 40er und 50er Jahren von ROSENTHAL und RYKALIN, siehe [Rosent], [Rykal]. Hierbei wurde im wesentlichen die Bewegung konzentrierter punkt- oder linienförmiger Wärmequellen in unendlich ausgedehnten geometrischen Körpern wie Stäben, Platten oder Halbkörpern als Modell zugrunde gelegt. Teilweise kamen aber auch schon einfache verteilte Flächenquellen zum Einsatz. Ein großer Nach-

teil der konzentrierten Quellen sind die sich ergebenden unrealistischen Temperaturverhältnisse in Quellnähe, während die Bedingungen in weiterer Entfernung durch die ausgleichenden Eigenschaften der Wärmeleitung von der Gestalt der Quelle unabhängiger sind. Gerade beim Schweißen liegen die interessanten Bereiche der Wärmeeinflußzone aber gerade relativ nahe an der Wärmequelle.

Wichtigste Bedingung für die analytische Lösbarkeit war die Linearisierung der Aufgabenstellung, so daß nichtlineare Randbedingungen wie Strahlung und Konvektion vereinfacht werden mussten und auch temperaturabhängige Materialwerte nicht berücksichtigt werden konnten. Daher wurden für die Übergangskoeffizienten und die Materialwerte geeignete Bezugstemperaturen gewählt, die eine Mittelung der jeweiligen Eigenschaften darstellte. Auch die Bewegung der Wärmequellen musste zwingend linear und mit konstanter Geschwindigkeit erfolgen.

Zwar wurden auch schon in [Rykal] einfache numerische Methoden zur Temperaturberechnung vorgestellt, diese mussten jedoch naturgemäß auf zweidimensionale, lineare Problemstellungen mit wenigen Gitterpunkten beschränkt werden, um sie noch per Hand ausrechnen zu können. Erst die Möglichkeiten elektronische Rechenleistung zu nutzen, verhalf numerischen Methoden wie der Finite-Differenzen-Methode (FDM) und der Finite-Elemente-Methode (FEM) zum Durchbruch. Numerische Verfahren bieten vor allem den großen Vorteil in vielen Punkten der Modellierung unabhängiger zu sein. So können prinzipiell beliebige Werkstückgeometrien, Wärmequellenverteilungen und -bewegungen, temperaturabhängige Materialwerte sowie nichtlineare Randbedingungen wie Strahlung und Konvektion berücksichtigt werden. Insbesondere konnten auf Basis der numerischen Methoden die Modellierung der verwendeten Wärmequellen stark verbessert werden, so daß heutzutage gaußverteilte Flächen- und Volumenquellen sowie komplexer gestaltete Goldak-Quellen zum Einsatz kommen können, siehe u.a. [Giese], [Goldak]. Begrenzt wird die Feinheit der Modellierung allerdings von der zur Verfügung stehenden Rechenleistung und dem Speicherplatz, sowie natürlich von numerischen Kriterien. So müssen die zeitliche und örtliche Diskretisierung sowie die verwendeten numerischen Verfahren stets darauf abgestimmt werden, daß es zur Konvergenz einer korrekten Lösung kommt.

Analog zur Abbildung 2 wurden voneinander unabhängige Modelle zur Beschreibung des Elektrodenverhaltens, des Lichtbogens und der Schmelzbadregion entwickelt. Weiterentwicklungen berücksichtigen die Wechselwirkungen je zweier oder aller drei Komponenten, siehe dazu die Ausführungen in [Drau4]. Nach wie vor stehen aber die Vorgänge im Werkstück und gegebenenfalls im separat betrachteten Schmelzbad im Vordergrund, wobei die Energieeinbringung über Elektrode und Lichtbogen nachwievor bevorzugt über Wärmequellenformulierungen erfolgreich vereinfacht wird. Bis Anfang der 90er Jahre standen die reinen Temperaturberechnungen im Vordergrund, wobei diese auf dreidimensionale, instationäre Modelle mit temperaturabhän-

gigen Materialwerten erweitert werden konnten. Ebenfalls ermöglichten die eingesetzten numerischen Verfahren die korrekte Berücksichtigung der komplizierten Randbedingungen Strahlung und Konvektion. Die Konvektionsvorgänge im Schmelzbad konnten durch die künstliche Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit im schmelzflüssigen Bereich approximiert werden, ohne eine extrem aufwendige Strömungsberechnung durchführen zu müssen. Beispiele dazu finden sich u.a. in [Giese], [Pitter]. Seitdem gibt es Bestrebungen die Deformation des Schmelzbades während des Schweißprozesses zu berücksichtigen, um die Einflüsse auf die Temperaturverteilung im unmittelbaren Nahtbereich zu erfassen, insbesondere aber auch um eine selbstkonsistente Berechnung der Nahtform zu ermöglichen, siehe [Dilt2], [Weiß1], [Weiß2], [Pollm].

Ein anderer Ansatz zur Berücksichtigung des Schmelzbades sind die Betrachtung der Konvektions- und Erstarrungsvorgänge während des Schweißens. Diese Modelle gestatten z.B. die Berücksichtigung der Marangoni-Konvektion und damit auch der Schutzgaszusammensetzung. Wegen des enorm großen Rechen- und Modellierungsaufwands sind bisher nur Ansätze für nicht-abschmelzende Verfahren (Laser, WIG) und den zweidimensionalen Fall verwirklicht, siehe [DebRoy], [Ehlen1], [Ehlen2], [Zach]. Daher können diese Ansätze auch noch nicht sinnvoll in die nötigen dreidimensionalen Modelle des Metallschutzgasschweißens integriert werden.

Besonders in den letzten Jahren haben die Bestrebungen zugenommen, neben der reinen Temperaturfeldberechnung verstärkt die Auswirkungen auf die Gefügebildung, die resultierenden mechanischen Eigenschaften, Eigenspannungen und Verzug in den Mittelpunkt der Betrachtungen zu stellen. Dies trägt den Bedürfnissen eines praktischen Einsatzes der Schweißsimulation Rechnung, bei der letztendlich nicht das Temperatugeschehen, sondern die konkreten Auswirkungen auf die Verbindungsqualität und die Eigenschaften von Schweißkonstruktionen von Interesse sind. Arbeiten dazu finden sich z.B. für die Simulation der Gefügebildung in [Bourg], [Doege], [East], [Lindh] und [Goldak2]. Dominant sind hier Methoden, die auf der Zerlegung in isotherme Schritte beruhen. Diese bieten zwar den Vorteil prinzipiell unabhängig vom Temperaturverlauf zu sein, sind aber wegen der nötigen geringen Temperaturschrittweiten langsam in der Anwendung.

Die vor allem für die Konstruktion benötigte Vorhersage von Spannung und Verzug beim Schweißen ist Thema bei [Fischer], [Karls], [Lindh] und [Radaj3]. Trotz eines guten theoretischen Fundaments bereitet es immer noch Schwierigkeiten, diese mechanischen Effekte ausreichend korrekt zu berechnen. Speziell bei den Eigenspannungen ergibt sich das Problem, daß eine umfassende experimentelle Validierung oft technisch schwer zu realisieren ist, und so die Modellgüten nur ungenügend beurteilt werden können. Bei der Verzugsvorhersage ist die Validierung vergleichsweise einfach, allerdings sind hier die Simulationsergebnisse nicht immer befriedigend, so daß auch in diesem Bereich noch großer Forschungsbedarf herrscht. Ein Grund liegt

sicher in der Sensibilität gegenüber den temperaturabhängigen mechanischen Materialwerten, die teilweise größer ist als bei der Temperaturfeldberechnung. Hinzu kommt, daß die Kenntnis sowohl der mechanischen als auch der thermischen Materialwerte für die auftretenden großen Temperaturintervalle bei Schweißprozessen oft ungenau oder unvollständig ist.

Neben den genannten einzelnen Bestrebungen, die Effekte der Schweißtemperaturgeschichte auf die Eigenschaften der Verbindungsqualität bestimmen zu können, gibt es vermehrt Ansätze, die auch die Wechselwirkungen der Größen untereinander berücksichtigen, siehe auch Abbildung 3. So werden z.B. in [Stadt] die Gefügeausbildung, die Schmelzbadströmung und Diffusionsvorgänge miteinander verknüpft, während in [Börj] die Wechselwirkungen von Gefüge und Spannungen im Vordergrund stehen. In [Myhr] werden dagegen die Auswirkungen der Gefügeausbildung, der sich daraus ergebenden Härte sowie Eigenspannungen und Verzug miteinander in Beziehung gesetzt.

Ein weiteres praktisches Problem ist die Vielfalt möglicher Kombinationen aus Werkstoffen – z.B. unlegierter und legierter Stahl, Aluminium, Magnesium, Titan – und Schweißverfahren – z.B. MIG/MAG, WIG, Laser, Widerstandspunktschweißen, Unterwasserschweißen – so daß nicht für alle Paarungen dieser Matrix der gleiche Kenntnisstand bezüglich der Simulation besteht. Eine weitere Schwäche vieler Modelle ist die oft unzureichende experimentelle Validierung und Anpassung an reale Versuchsergebnisse, die sich somit selbst bei soliden theoretischen Grundlagen für den praktischen Gebrauch als ungeeignet erweisen können.

## 1.4 Ziele der Arbeit

Kern der Arbeit ist die Schaffung eines umfassenden Modells zur Simulation des Metallschutzgasschweißens für die Prognose des resultierenden Temperaturfelds, der daraus abgeleiteten Gefügezusammensetzung und den davon abhängenden wichtigsten mechanischen Eigenschaften. Die Modellierung bezieht sich dabei speziell auf Feinkornbaustähle im Grobblechbereich, wobei im wesentlichen ein statisches Modell verwendet werden soll, mit dem der quasi-stationäre Zustand des Temperaturfelds möglichst schnell berechnet werden kann. *Statisch* heißt in diesem Zusammenhang, daß die Wärmequelle scheinbar unbewegt ist, während die Bewegung durch den translatorischen Wärmefluß der Fourier-Kirchhoff Differentialgleichung für die Wärmeleitung bewegter Quellen als Randbedingung eingebracht wird. Spannung und Verzug können dagegen nur sinnvoll über ein *dynamisches* Modell mit tatsächlich bewegter Wärmequelle berechnet werden, da nur hier die entscheidende instationäre Temperaturverteilung korrekt ermittelt werden kann. Temperaturfeld, Gefüge und mechanische Eigenschaften können mit den Ergebnissen des statischen Modells verglichen werden. Ebenso soll die Möglichkeit geschaf-



fen werden, Abweichungen von der Idealgeometrie der ebenen Platte durch die Nahtausbildung in einfacher Weise zu berücksichtigen. Um nicht auf Oberflächenquellen beschränkt zu sein, werden zu diesem Zweck spezielle Volumenquellen eingeführt, die auch bei geometrischen Änderungen den korrekten Energieeintrag liefern. Die Schutzgaszusammensetzung und chemische Vorgänge sollen nicht speziell berücksichtigt werden. Die Simulationsrechnungen werden dreidimensional mit temperaturabhängigen Materialwerten und wahlweise stationär beim statischen Modell oder instationär beim dynamischen Modell durchgeführt.

Wesentlicher Bestandteil der Arbeit sind weiterhin die experimentellen Untersuchungen, deren Ergebnisse sowohl der Modellierung als auch der ausführlichen Validierung dienen. Als Werkstoffe kommen dabei höherfeste Feinkornbaustähle zum Einsatz. Zum einen P355N und S355M mit einer Mindeststreckgrenze von  $355 \text{ N/mm}^2$  als Vertreter unlegierter Qualitätsstähle der Gruppe 1.05xx, zum anderen P460N und S460N mit einer Mindeststreckgrenze von  $460 \text{ N/mm}^2$  als Vertreter legierter Edelstähle der Gruppe 1.89xx.<sup>1</sup> Hierzu werden für drei Blechdicken von 6, 8 und 10 mm Schweißgeschwindigkeit, Drahtzufuhr und Brennerabstand variiert und somit jeweils ein vollständiger dreidimensionaler Parameterraum abgedeckt. Während der Versuchsdurchführung wird das oberflächliche Temperaturfeld mittels eines Thermographiesystems aufgezeichnet sowie Spannung und Stromstärke dokumentiert. Bei der weiteren Auswertung werden die Schmelzbad- und die Nahtgeometrie ermittelt, die Breite der Wärmeeinflußzone gemessen und der Härteverlauf über die Naht festgestellt.

Neben den oben genannten Zielen der Simulationsrechnungen sollen der Einfluß von Modellvariationen, der Vernetzung und des verwendeten Elementtyps betrachtet werden. Darüberhinaus wird untersucht, inwieweit die benötigte Rechenzeit über die Zeitschrittweitensteuerung und die Löserwahl optimiert werden kann. In Analogie zum experimentellen Vorgehen sollen die Auswirkungen der Prozeßparameter auf das Schweißergebnis in der Simulation ermittelt und mit den realen Werten verglichen werden. Ebenso wird der Einfluß der chemischen Zusammensetzung der verwendeten Werkstoffe auf die Gefügebildung und die mechanischen Eigenschaften bestimmt. Schließlich soll die Möglichkeit aufgezeigt werden, das mit dem dynamischen Modell berechnete instationäre Temperaturgeschehen zur Eigenspannungs- und Verzugssimulation einzusetzen. Auf Grundlage der in der Arbeit gesammelten Erfahrungen soll ein Konzept für ein allgemeines Schweißsimulationssystem entwickelt werden, mit dem Parameterstudien und Prozeßoptimierungen für den praktischen Einsatz in einfacher Weise ermöglicht werden.

---

<sup>1</sup>Wegen der großen Ähnlichkeit werden die Stahlsorten im folgenden nur nach ihrer Mindeststreckgrenze in „S355“ und „S460“ eingeteilt.

## 2 Experimentelle Untersuchungen

### 2.1 Auftragsschweißungen

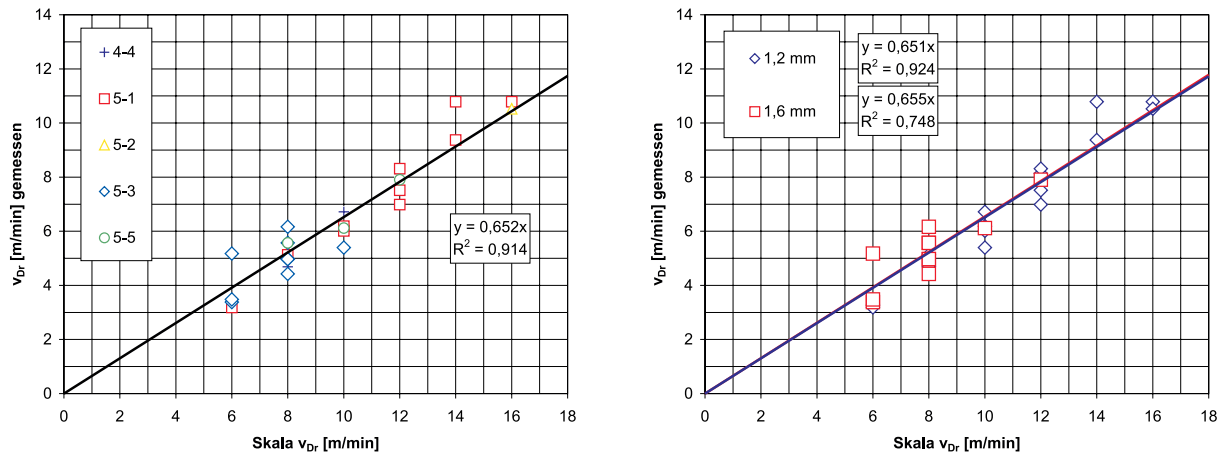
Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen wurden zunächst Auftragsschweißungen in Form von Blindraupen durchgeführt, um im Hinblick auf die spätere Versuchsplanung die Grenzen der einstellbaren Parameter festzustellen und geeignete Spannungsstufen für die verwendeten Drahtdurchmesser von 1,2 und 1,6 mm festzulegen. Weiterhin ergab sich die Notwendigkeit, den Zusammenhang zwischen eingestellter Drahtzufuhr und tatsächlicher Masseneinbringung zu ermitteln, da unerwartet hohe Abweichungen festgestellt wurden.

Für die Durchführung der Schweißversuche wurde eine Lichtbogen-Schweißanlage des Typs PULSOMAT 450 der Firma MESSER GRIESHEIM verwendet, die sowohl für das MIG / MAG-Impuls- als auch Normalschweißen geeignet ist. Im hier verwendeten Normalschweißbetrieb können Stahl- und Leichtmetallelektroden mit Durchmessern von 1,2 – 1,6 mm verwendet werden, die Schweißspannung liegt dabei in einem Bereich von 16 – 40 V, der Schweißstrom zwischen 40 – 450 A, die maximal einstellbare Drahtzufuhr beträgt 18 m/min (siehe [Puls]). Die Werte für Strom und Spannung während des Schweißens sind dabei maschinenseitig von der Drahtzufuhr, wie auch von der gewählten Spannungsstufe abhängig, welche in fünf groben und fünf feinen Stufen gewählt werden kann. Im folgenden soll z.B. die Einstellung 5 grob und 1 fein mit „5–1“ bezeichnet werden.

Die Auftragsschweißungen wurden alle mit einem Brennerabstand von  $d_{Br}=12$  mm und einer Schweißgeschwindigkeit von  $v_s=100$  cm/min durchgeführt. Für den Drahtdurchmesser  $d_{Dr}=1,2$  mm wurde die Maschinskala auf eine Drahtzufuhr  $v_{Dr}^*$  zwischen 6 und 16 m/min eingestellt, die Spannungsstufen zwischen 4–4 und 5–5 variiert. Für  $d_{Dr}=1,6$  mm lag  $v_{Dr}^*$  zwischen 6 und 12 m/min, die Spannungsstufen zwischen 5–1 und 5–5. Aus den Schliffbildern (siehe Abb. 7) konnte die Nahtfläche  $A_{oben}$  oberhalb der Blechkante bestimmt und der tatsächliche effektive Drahtvorschub  $v_{Dr}$  gemäß

$$v_{Dr} = \frac{A_{oben}}{A_{Dr}} \cdot v_s \quad (1)$$

mit der Drahtfläche  $A_{Dr} = \pi/4 \cdot d_{Dr}^2$  berechnet werden. Dieses Vorgehen war notwendig, da die Drahtzufuhr ohne anliegende Schweißspannung maschinenbedingt generell geringer war als während des Schweißvorgangs. Außerdem ergab sich dadurch der Vorteil, auch eventuelle Spritz- und Verdampfungsverluste berücksichtigen zu können.



a) Kennzeichnung der Spannungsstufen

b) Kennzeichnung des Drahtdurchmessers

Abbildung 4: Korrelation zwischen eingestellter und gemessener Drahtzufuhr

Die Ergebnisse sind in Abb. 4 dargestellt. Für die Gesamtheit der Messwerte ergibt sich unter der Annahme, daß die Regressionsgerade den Nullpunkt schneidet, ein linearer Zusammenhang von  $y = 0,652x$ . Das Bestimmtheitsmaß  $R^2 = 0,914$  demonstriert die gute Qualität der Regression. Das Bestimmtheitsmaß ist das Quadrat des Pearson-Korrelationskoeffizienten  $r \in [-1; 1]$

$$r = \frac{\sum_{i=1}^n (x - \bar{x})(y - \bar{y})}{\sqrt{\sum_{i=1}^n (x - \bar{x})^2 \sum_{i=1}^n (y - \bar{y})^2}}, \quad (2)$$

mit den Ein- und Ausgabewerten  $x$ ,  $y$  und ihren Mittelwerten  $\bar{x}$ ,  $\bar{y}$ . So gibt es für  $r > 0$  einen positiven Zusammenhang zwischen den betrachteten Größen, für  $r = 1$  wäre dieser perfekt linear. Für  $r < 0$  gibt es eine negative Korrelation und für  $r = 0$  gar keine Beziehung. Es zeigt sich, daß die Wahl komplexerer Regressionsgleichungen keinen Vorteil bietet. So ergibt die lineare Beziehung mit konstanter Verschiebung  $y = 0,712x - 0,642$ ,  $R^2 = 0,921$  keine wesentlich bessere Näherung ebenso wie die Regression 2. Ordnung  $y = 0,01x^2 + 0,491x + 0,43$ ,  $R^2 = 0,923$ .

In Abb. 4a) sind die Werte nach Spannungsstufen gekennzeichnet, in 4b) nach Drahtdurchmesser. Es ist zu erkennen, daß diese beiden Faktoren offensichtlich keine systematische Abweichung von der Regression bewirken. Betrachtet man die einzelnen Spannungsstufen ergeben sich Regressionen zwischen  $y = 0,635 \dots 0,66x$  mit  $R^2 = 0,9 \dots 0,94$ , d.h. daß die Wahl der Spannungsstufe keinen wesentlichen Einfluß auf die effektive Drahtzufuhr hat. Das gleiche gilt für den Drahtdurchmesser mit den Gleichungen  $y = 0,651x$  für  $d_{Dr} = 1,2$  mm und  $y = 0,655x$

für  $d_{Dr}=1,6$  mm, wobei letzterer mit einem Wert von  $R^2 = 0,748$  stärker von der Regressionsgeraden abweicht als der dünnere Draht. Diese anschauliche Argumentation kann auch mit statistischen Methoden bestätigt werden, wie sie in Kap. 2.5 verwendet werden, worauf hier allerdings verzichtet wurde. Die teils starken Abweichungen der Messwerte insgesamt von der idealisierten Regressionsgerade können dabei einerseits durch tatsächliche Abweichungen bei der Drahtzufuhr verursacht worden sein, andererseits aber auch durch den Umstand, daß eine reale Auftragsnaht nicht vollständig gleichmäßig ist und sich bei der Ausmessung der Fläche aus den Schliffbildern zusätzliche Messfehler ergeben.

Insgesamt bedeutet dies, daß von der eingestellten Drahtmenge nur ca. 2/3 tatsächlich aufgetragen wurde. Ein Teil des Verlustes kann durch Spritzer und Verdampfung erklärt werden, der Hauptteil der Abweichung scheint jedoch eine systematische Abweichung der tatsächlichen Drahtzufuhr von der Maschineneinstellung zu sein. Für die weitere Versuchsplanung wird daher eine Umrechnung gemäß

$$v_{Dr} = 0,652 \cdot v_{Dr}^* \quad (3)$$

durchgeführt.

Weiterhin liefern die durchgeführten Auftragsschweißungen einen ersten Eindruck von den Abhängigkeiten zwischen Drahtzufuhr, Schweißstrom und Schweißspannung. Für den Drahtdurchmesser  $d_{Dr}=1,2$  mm und die Spannungsstufen 4–4, 5–1 und 5–3 sind die gemessenen Werte in Abb. 5 gegeneinander aufgetragen. Im obersten Diagramm ist zu erkennen, daß die Stromstärke mit zunehmender Drahtzufuhr steigt. Diese Beziehung ist allerdings nicht linear, sondern schwächt sich für höhere Drahtfördergeschwindigkeiten ab, wie die eingefügten quadratischen Regressionen zeigen. Umgekehrt verhält sich die Spannung, die mit zunehmender Stromstärke leicht abfällt, wie im zweiten Diagramm zu erkennen ist<sup>2</sup>. Im betrachteten Meßbereich kann dies linear approximiert werden. Die Beziehung zwischen Drahtzufuhr und Spannung im dritten Diagramm ergibt sich direkt aus den beiden vorherigen, d.h. mit steigender Drahtzufuhr erfolgt ein nichtlinearer Spannungsabfall. Für alle drei Diagramme ist zu beobachten, daß eine höhere Spannungsstufe auch eine höhere Spannung bzw. Stromstärke zur Folge hat, d.h. über die Wahl der Stufe kann bei gleicher Drahtzufuhr mehr oder weniger Leistung in den Schweißprozeß eingebracht werden, so daß man auch von einer Leistungsstufe sprechen kann. Aufgrund der gesammelten Erfahrungen mit den Auftragsschweißungen wurden zunächst die Stufen 5–1 für  $d_{Dr}=1,2$  mm und 5–3 für  $d_{Dr}=1,6$  mm als Parameter festgelegt. Dies deckte sich in etwa mit den Empfehlungen aus der Betriebsanleitung [Puls].

---

<sup>2</sup>Diese (fast) Konstantspannungs-Charakteristik entspricht der bei MSG-Verfahren üblichen inneren Schweißprozeßregelung.

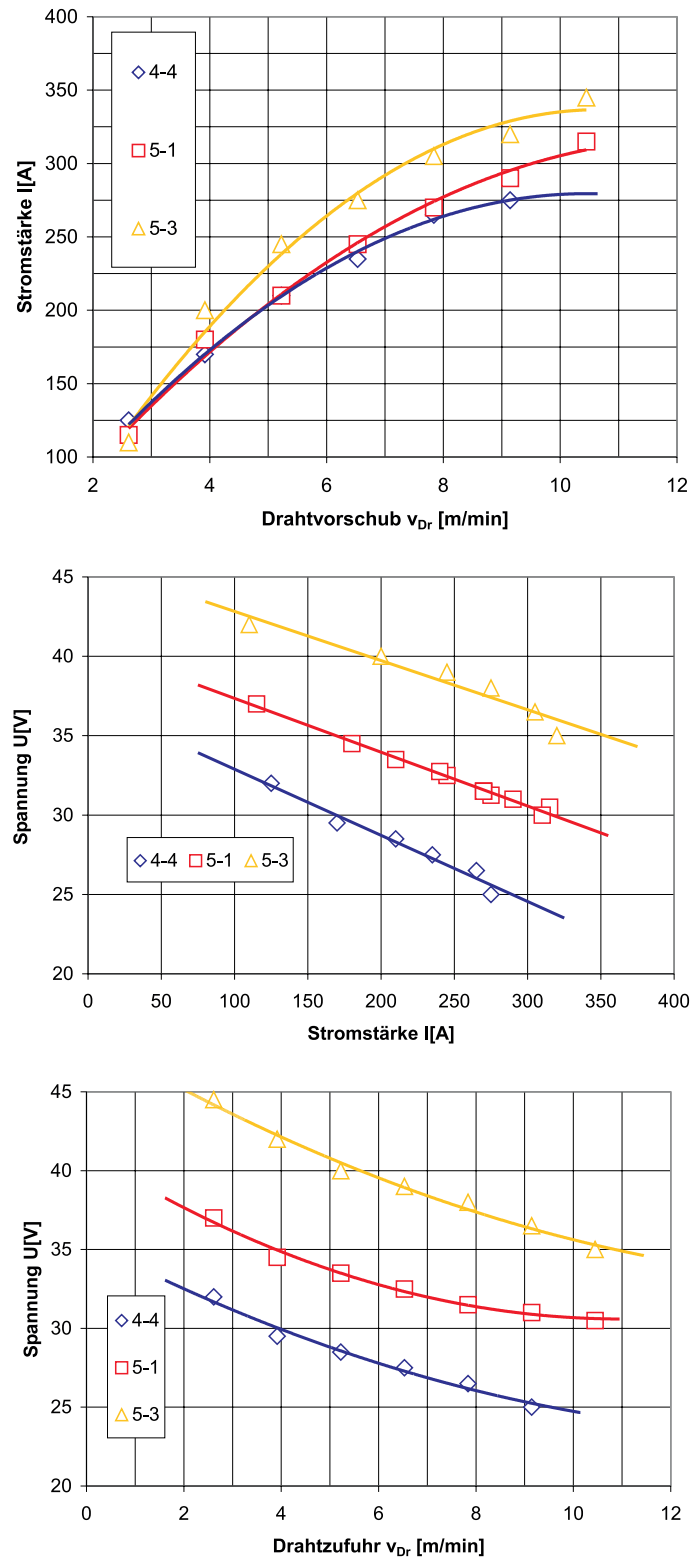


Abbildung 5: Beziehung zwischen Spannung, Stromstärke und Drahtzufuhr bei unterschiedlichen Spannungsstufen

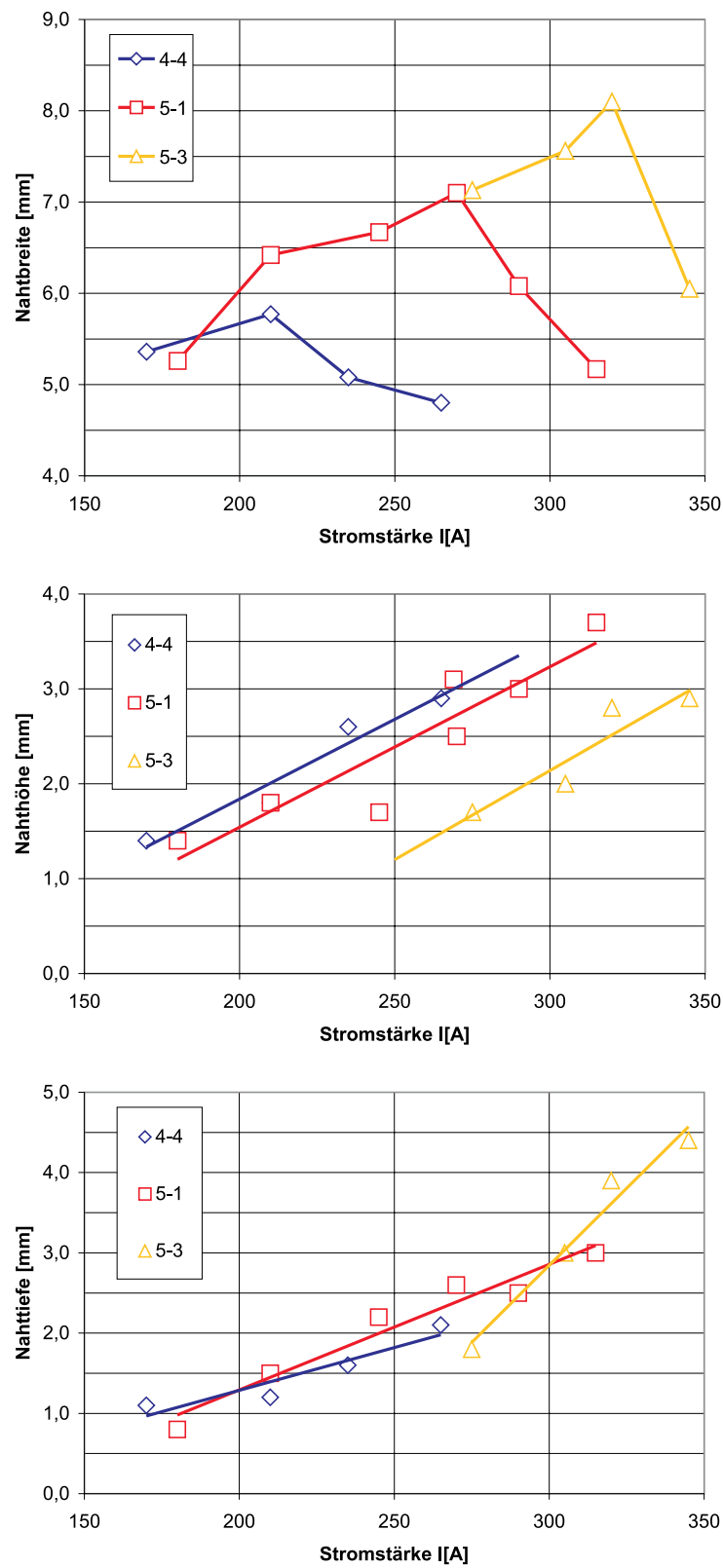


Abbildung 6: Einfluß der Stromstärke auf Breite, Höhe und Tiefe der Auftragsnaht

Der Einfluß der Prozeßparameter auf Breite, Höhe und Tiefe der Naht ist in Abb. 6 dargestellt, wobei als Bezugsgröße die Stromstärke verwendet wurde. Genauso kann die Drahtzufuhr oder die Spannung verwendet werden, wobei sich die Verhältnisse dann gemäß den Beziehungen aus Abb. 5 ändern. Qualitativ ergeben sich bei Wahl der Drahtzufuhr die gleichen Zusammenhänge, bei Wahl der Spannung würden sich die Verhältnisse umkehren. Besonders interessant ist dabei das erste Diagramm aus Abb. 6, bei dem die Nahtbreite nicht kontinuierlich ansteigt, sondern nach Erreichen eines Maximums wieder kleiner wird. Insgesamt steigt dabei die Nahtbreite mit der gewählten Spannungsstufe. Die Nahthöhe hat dagegen ein linear ansteigendes Verhalten, wie im zweiten Diagramm zu erkennen ist. Eine höhere Spannungsstufe führt dabei zu einer geringeren Nahthöhe. Die Nahttiefe im dritten Diagramm steigt ebenfalls linear mit der Stromstärke an, der Einfluß der Spannungsstufe ist hier nicht eindeutig zu ermitteln.

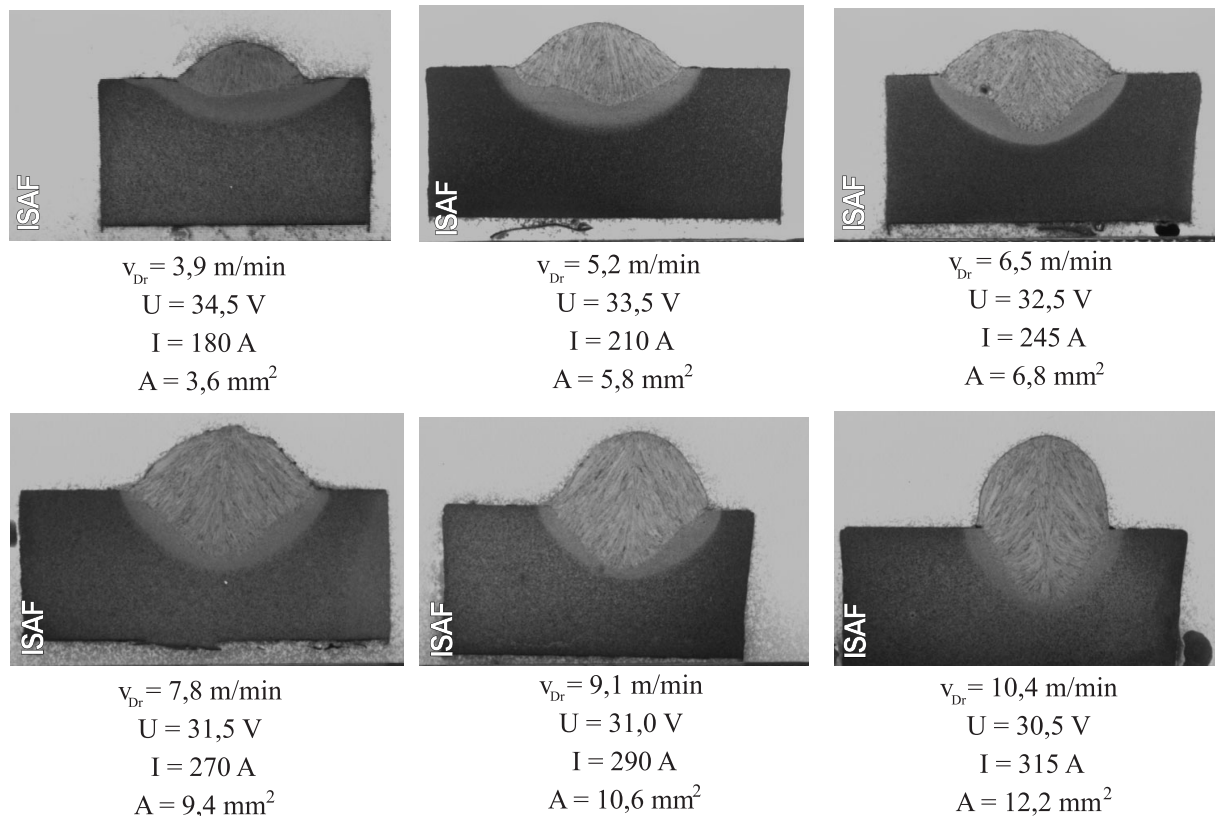


Abbildung 7: Schliffbilder von Auftragsnähten mit den konstanten Parametern Schweißgeschwindigkeit  $v_S=100 \text{ cm/min}$ , Brennerabstand  $d_{Br}=12 \text{ mm}$ , Blechdicke  $d_{Bl}=6 \text{ mm}$ , Drahtdurchmesser  $d_{Dr}=1,2 \text{ mm}$  und Spannungsstufe 5-1

In Abb. 7 sind verschiedene Auftragsnähte mit steigender Drahtzufuhr dargestellt, wobei die Stromstärke jeweils steigt und die Spannung abfällt, wie schon ausgeführt wurde. Auch die Entwicklung der Nahtform – steigende Höhe und Tiefe, sowie zunächst Verbreiterung und dann wieder Verschmälerung – sind ebenfalls deutlich zu erkennen.

## 2.2 Bestimmung der Emissionskoeffizienten

Jeder Körper tauscht mit seiner Umgebung Wärme in Form von Strahlung aus. Dies kann durch Reflektion, Transmission, Absorption oder Emission geschehen. Ein physikalisch idealer, sogenannter *schwarzer Körper* strahlt dabei den theoretisch höchsten Betrag an Strahlung ab mit einer Flächenleistung von

$$q = C \cdot T^4 \left[ \frac{W}{m^2} \right]. \quad (4)$$

Dabei bezeichnet  $T$  die Temperatur des Körpers und  $C = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2 \text{ K}^4$  die *Stefan-Boltzmann-Konstante*. Tatsächlich liegt die Strahlung bei realen „grauen“ Körpern in der Regel unter diesem Maximalwert und kann mit

$$q = \varepsilon \cdot C \cdot T^4 \quad (5)$$

angegeben werden, wobei  $\varepsilon \in [0; 1]$  der material- und oberflächenabhängige *Emissionskoeffizient* oder auch *Emissionsgrad* ist. Prinzipiell ist  $\varepsilon$  auch richtungsabhängig, kann aber für nicht zu große Abweichungen von der Flächennormalen (bis ca.  $45^\circ$ ) als konstant angesehen werden, siehe [Wärme]. Analog bezeichnet  $\alpha$  den Absorptionsgrad einer Fläche, so daß z.B. ein schwarzer Körper mit  $\alpha = 1$  die gesamte auf ihn treffende Strahlung absorbiert. Für den Fall des Temperaturgleichgewichts mit der Umgebung gilt stets  $\varepsilon = \alpha$ . Viele Körper können als „diffus graue“ Strahler angesehen werden, für die auch im Temperaturungleichgewicht Emissions- und Absorptionsgrad gleich sind [Wärme]. Berücksichtigt man nun den absorbierten Strahlungsanteil  $q = \varepsilon \cdot C_0 \cdot T_0^4$  der Umgebung mit der Temperatur  $T_0$  gibt ein Körper eine Nettowärmeleistung von

$$q = \varepsilon \cdot C \cdot (T^4 - T_0^4) \quad (6)$$

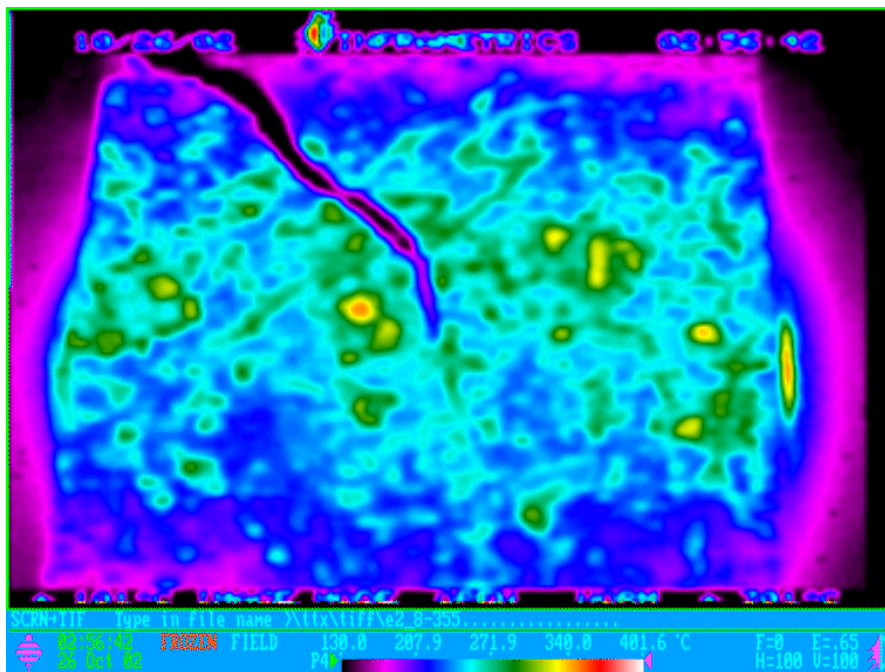
ab. Die Abgabe von Strahlungswärme macht man sich bei der Temperaturmessung mittels Thermographie zunutze. Mit speziellen Sensoren können Thermographiekameras die Wärmestrahlung messen, die dann über geeignete Software bei Kenntnis von Emissionsgrad und Umgebungstemperatur in eine Temperatur umgerechnet werden kann. Die Erdatmosphäre erlaubt dabei die Messung in zwei verschiedenen spektralen „Fenstern“, in denen die Strahlung nicht



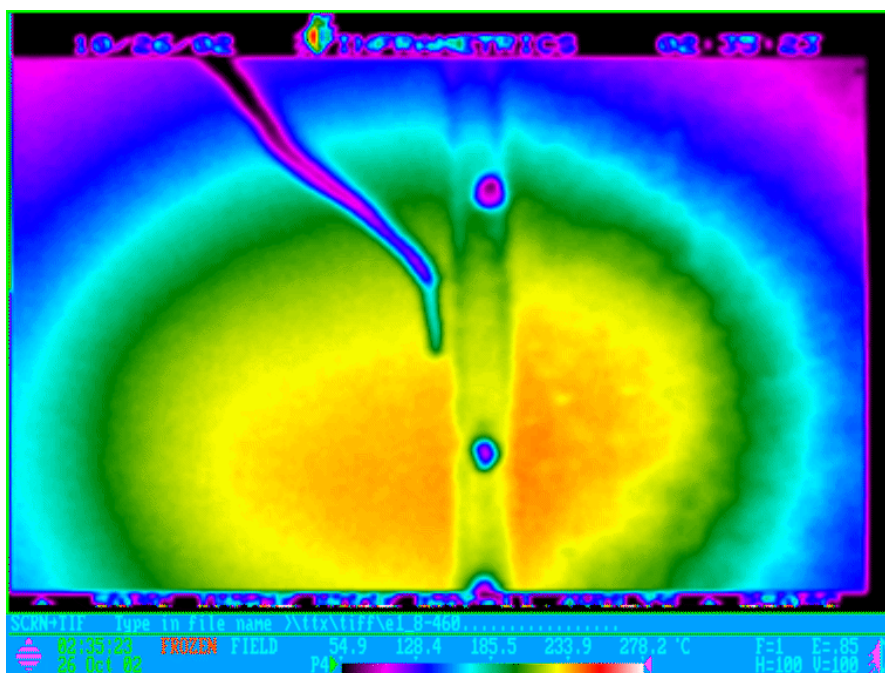
absorbiert wird. Dies sind der Kurzwellenbereich von 3–5  $\mu\text{m}$ , sowie der Langwellenbereich von 8–12  $\mu\text{m}$ . Ersterer eignet sich besonders für hohe Temperaturen, letzterer besser für Raumtemperaturen (siehe [Infra]).

Die notwendige Technik für die Thermographie ist sehr aufwendig, da nur spezielle Optiken z.B. aus teurem Silizium verwendet werden können, welche die Wärmestrahlung im Gegensatz zu Glas durchlassen. Die Sensoren müssen außerdem extrem gekühlt werden – bis auf Temperaturen unter 100 K – damit die Messungen nicht von der eigenen Strahlung überdeckt werden. Die Vorteile der Thermographie gegenüber anderen Temperaturmessverfahren liegen in der flächigen Erfassung des Temperaturgeschehens, der schnellen Ansprechzeit auf Temperaturänderungen und der Berührungslosigkeit. Ein großer Nachteil ist die Abhängigkeit der Wärmeabstrahlung vom Emissionsgrad, d.h. präzise Messungen können nur bei bekannten Emissionsverhältnissen durchgeführt werden. Aus diesem Grund wurden vor Durchführung der Verbindungsschweißungen die Emissionskoeffizienten der verwendeten Materialien bestimmt, um vertrauenswürdige Thermographieergebnisse zu erhalten. Die Kenntnis des Emissionsgrad ist ebenso für die exakte Simulation des MSG-Schweißens von Bedeutung.

Für die Messungen wurde eine Thermokamera des Typs INFRAMETRICS 600 verwendet, die sowohl im Kurzwellenbereich, im Langwellenbereich als auch im Breitbandbereich von 3–12  $\mu\text{m}$  operieren kann. Zur Bestimmung der Emissionskoeffizienten wurden die verwendeten Bleche auf einer Heizplatte erwärmt und die Oberflächentemperatur mit einem angepunktetem Thermoelement gemessen. Der Emissionsgrad wurde dann über die verwendete Software THERMAGRAM 5.0 so gewählt, daß die thermographisch bestimmte Temperatur am Thermoelement mit dessen tatsächlichem Wert übereinstimmte. Mit dieser Methode konnten Übereinstimmungen bis auf maximal  $\pm 5^\circ\text{C}$  erzielt werden. Die Erhitzung ist notwendig, um den Einfluß der Umgebungstemperatur möglichst gering zu halten. Eine Temperaturabhängigkeit des Emissionsgrads konnte im Bereich der erreichten Temperaturen bis ca.  $300^\circ\text{C}$  nicht festgestellt werden und konnte auch für höhere Temperaturen durch die vorliegende Literatur nicht belegt werden. Dies gilt natürlich nur unter der Voraussetzung, daß sich die Oberflächenbeschaffenheit durch den Temperatureinfluß nicht wesentlich ändert. In [Giese] wurde z.B. die Änderung des Emissionsgrades von 0,59 für sandgestrahlte Bleche auf 0,92 durch Bildung einer Oxidschicht bei Erwärmung gemessen. Ebenso tritt eine Änderung beim Übergang vom festen zum flüssigen Bereich ein, so daß sich für die Schmelze von Stahl- und Gußeisen ein wesentlich geringerer Emissionsgrad von unter 0,3 ergibt, siehe [Dubbel], [Infra], [Wärme].



a) Stahl S355, 8 mm



b) Stahl S460, 8 mm, geschweißt

Abbildung 8: Kombinierte Thermographie-Thermoelementmessung zur Bestimmung des Emissionsgrades

In Abb. 8 sind zwei Thermographieaufnahmen zur Bestimmung des Emissionsgrades dargestellt, in denen auch die angepunkteten Thermolemente mit ihren Drahtzuführungen zu erkennen sind. In Teilabbildung a) sind die Oberflächentemperaturen eines Stahlblechs S355, 8 mm, dargestellt, welche durch eine ungewöhnlich fleckige Struktur auffallen. Dies ist nicht durch tatsächliche Temperaturunterschiede, sondern durch ein ungleichmäßiges Emissionsverhalten bedingt. Für die Thermographiemessung während des Schweißens ist dies allerdings relativ unproblematisch, da die Naht unabhängig vom Blech abstrahlt und die Nahtumgebung durch Oxidations- und Verrußungseffekte ebenfalls gleichmäßige Abstrahlbedingungen aufweist. Diese Stahlblechcharge zeichnete sich außerdem durch einen vergleichsweise niedrigen mittleren Emissionsgrad von 0,7 aus, während alle anderen Sorten einen Wert von 0,95 erreichten, siehe Tabelle 1. In Teilabbildung b) ist ein geschweißtes Blech der Sorte S460, ebenfalls 8 mm stark, mit wesentlich gleichmäßigerer Oberflächenstruktur zu sehen. Deutlich sind die Naht und Stellen abgeplatzter Schlackereste zu sehen. Letztere wirken aufgrund ihres geringen Emissionsgrades von 0,25 scheinbar kühler als der Rest des Bleches. Ebenfalls wurden die Werte für die Naht (0,95) und durch den Schweißprozeß verrußte Oberflächen (0,85) bestimmt, sowie für die Kupferschiene (0,6). Diese war durch vorherigen Gebrauch schon stark oxidiert und verschmutzt, so daß sich im Vergleich zu poliertem Kupfer (0,03) ein relativ hoher Wert ergab.

| Material             | Emissionsgrad | Oberfläche                     |
|----------------------|---------------|--------------------------------|
| S355, 6 mm           | 0,95          | rostig, rot, rußig             |
| S460, 6 mm           | 0,95          | grau                           |
| S355, 8 mm           | 0,70          | grau, grobfleckig              |
| S460, 8 mm           | 0,95          | rot, rußig                     |
| S355, 10 mm          | 0,95          | Rostflecken bis völlig Rostrot |
| S460, 10 mm          | 0,95          | grau, fleckig, leicht rostig   |
| Naht                 | 0,95          | silbrig, matt                  |
| Ruß                  | 0,85          | braun-rötlich                  |
| Schlacke, abgeplatzt | 0,25          | silbrig, glänzend              |
| Kupferschiene        | 0,60          | schwarz                        |

Tabelle 1: Gemessene Emissionskoeffizienten

## 2.3 Verbindungsschweißungen

### 2.3.1 Parameter

Um ein systematisches und effektives Vorgehen bei der Versuchsdurchführung zu erreichen, ist eine sorgfältige Versuchsplanung unumgänglich. Dadurch wird gewährleistet, daß die zu untersuchenden Abhängigkeiten zwischen Einfluß- und Zielgrößen zuverlässig festgestellt werden können, während gleichzeitig unnötige Versuche vermieden werden. Die experimentellen Untersuchungen der Verbindungsschweißungen sollten den Einfluß von Drahtzufuhr  $v_{Dr}$ , Schweißgeschwindigkeit  $v_S$  und Brennerabstand  $d_{Br}$  auf das Schweißergebnis klären. Konstant für alle Versuche waren

- Verwendung einer Kupferschiene als Badsicherung
- Schutzgasart CORGON 10 (90% Argon, 10% CO<sub>2</sub>)
- Nahtvorbereitung: V-Naht, Phase an Blech 20° → Gesamtöffnung 40°
- einlagiges Schweißen
- senkrechte Brennerposition

Für die einzelnen Blechdicken  $d_{Bl}$  von 6, 8 und 10 mm wurden die sonstigen Versuchsbedingungen jeweils konstant gehalten, so daß jede Blechdicke mit einem bestimmten Spaltabstand  $d_{Sp}$ , Drahtdurchmesser  $d_{Dr}$ , einer Schutzgasmenge  $\dot{V}_{gas}$  und einer Spannungsstufe geschweißt wurde, siehe Tabelle 2.

| $d_{Bl}$ [mm] | $d_{Sp}$ [mm] | $d_{Dr}$ [mm] | $\dot{V}_{gas}$ [l/min] | Spannungsstufe |
|---------------|---------------|---------------|-------------------------|----------------|
| 6             | 2             | 1,2           | 14                      | 5-1            |
| 8             | 0             | 1,6           | 18                      | 5-2            |
| 10            | 0             | 1,6           | 18                      | 5-2            |

Tabelle 2: Konstante Versuchsparameter abhängig von der Blechdicke

Für eine Blechdicke von 6 mm konnten bei einer Spaltbreite von 2 mm auf der Wurzel Seite und einem Drahtdurchmesser von 1,2 mm gute Ergebnisse erzielt werden. Die Schutzgasmenge wurde nach der Faustregel „Drahtdurchmesser (in mm) mal zehn = Schutzgasmenge (in l/min)“ zuzüglich 2 l/min ausgelegt. Die Spannungsstufe deckt sich mit den Empfehlungen aus [Puls] und den Erfahrungen aus den Auftragsschweißungen. Für die größeren Blechdicken von

8 und 10 mm wurde sowohl der Spalt weggelassen, wie auch die ursprünglich vorgesehene Spannungsstufe von 5–3 auf 5–2 reduziert. Durch Weglassen des Spaltes konnte die benötigte Drahtmenge und damit die Stromstärke verringert werden. Beide Maßnahmen dienten dazu, die nötige Energiezufuhr für das Einlagenschweißen so zu reduzieren, daß ein unbeabsichtigtes Festschweißen auf der Kupferschiene vermieden werden konnte, wie es zuvor vorgekommen war. Als Ergebnisse der Versuche sollten der resultierende Schweißstrom, die Schweißspannung, Schmelzbadgeometrie (Länge, Breite), Breite der Wärmeeinflußzone, Temperaturfeld und Abkühlverhalten (mittels Thermographie), Gefügezusammensetzung (qualitativ über Schliffbilder), Härte und daraus abgeleitet die Festigkeit sowie die Nahtform (Überhöhung, Untermaß) festgestellt werden. In Abb. 9 sind die Einfluß- und Zielgrößen der experimentellen Untersuchungen zusammengefasst. Die Angabe der „konstanten“ Parameter ist im Sinne von Tabelle 2 für die dort aufgeführten Einflußgrößen jeweils auf eine Blechdicke und Stahlsorte bezogen zu verstehen.

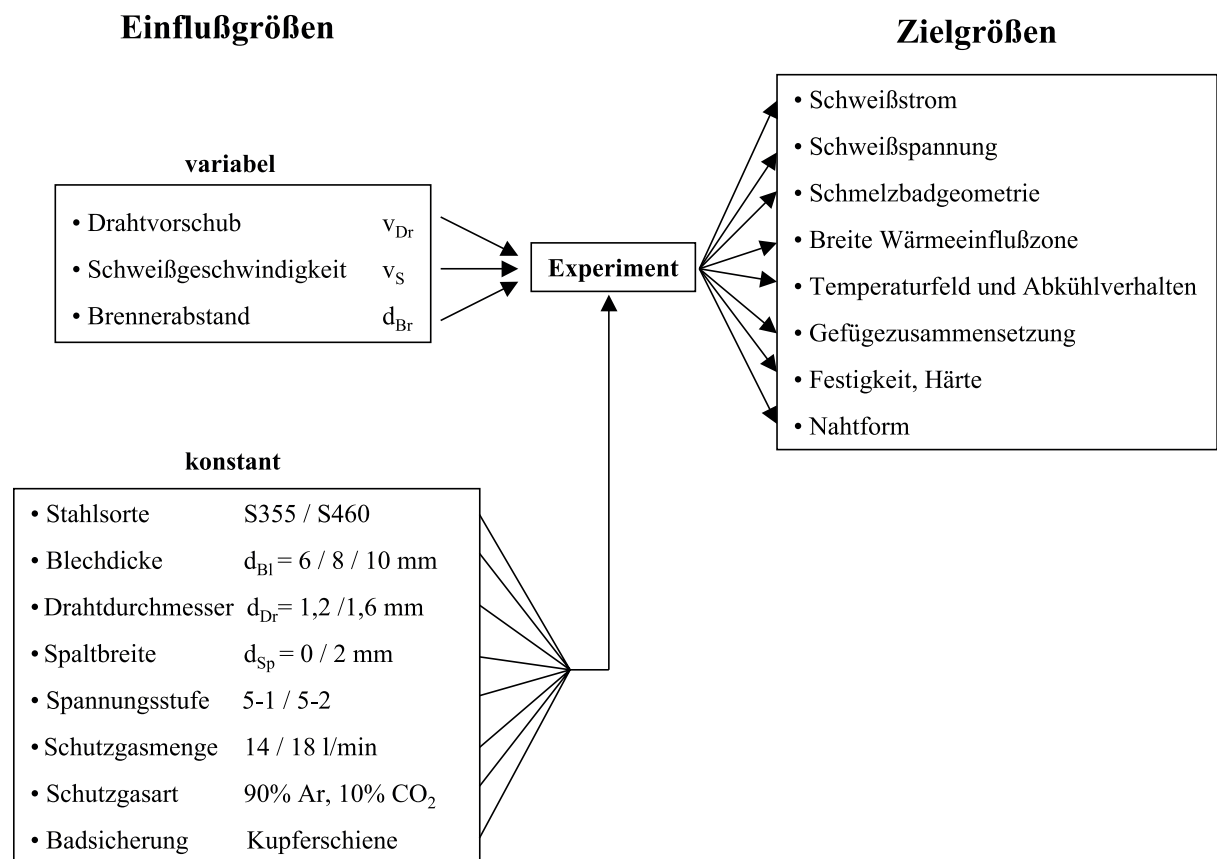


Abbildung 9: Übersicht über die Einfluß- und Zielgrößen der experimentellen Untersuchungen der Verbindungsschweißungen

### 2.3.2 Statistische Versuchsplanung

Unter Berücksichtigung der *Statistischen Versuchsplanung* wurde ein vollständiger  $3^3$ -Faktorenversuchsplan ausgewählt, siehe [Peters1]. Allgemein bezeichnet ein vollständiger faktorieller  $m^n$ -Versuchsplan die Untersuchung von  $n$  Faktoren auf  $m$  Stufen, d.h. daß bei dem hier verwendeten  $3^3$ -Plan die drei Einflußfaktoren Drahtzufuhr  $v_{Dr}$ , Schweißgeschwindigkeit  $v_S$  und Brennerabstand  $d_{Br}$  über das Einstellen von 3 Stufen variiert werden. Wichtige Voraussetzung ist dabei die *Orthogonalität* der Einflußgrößen, d.h. diese müssen unabhängig voneinander einstellbar sein und sich idealerweise gar nicht oder nur schwach gegenseitig beeinflussen. Für die hier verwendeten Parameter  $v_{Dr}$ ,  $v_S$  und  $d_{Br}$  ist diese Bedingung offenbar erfüllt, da die Einstellung eines Faktors keinerlei Einfluß auf einen anderen haben kann. Statistisch läßt sich dies anhand von Korrelationsbetrachtungen zeigen, welche die Orthogonalität der Parameter beweisen, in dem sich eine Einheits-Korrelationsmatrix ergibt, d.h. die Korrelation zu sich selbst ist (wie immer) 1, zu den anderen Einflußfaktoren 0.

Die Verwendung eines Versuchsplans 2. Ordnung ermöglicht das Aufstellen quadratischer – und damit auch nichtlinearer – Beziehungen zwischen den Einflußgrößen und den quantifizierbaren Zielgrößen. Die Verwendung von Ansätzen höherer Ordnung mit entsprechend größerer Versuchsanzahl ist in der Regel nicht notwendig. In Abb. 10 ist der von den Einflußgrößen aufgespannte Versuchsraum und die Versuchsverteilung des  $3^3$ -Versuchsplans dargestellt. Insgesamt werden für jede Blechdicke und Sorte 27 Versuche durchgeführt, bei drei Blechdicken und zwei Stahlsorten ergibt dies eine Gesamtanzahl von  $27 \cdot 3 \cdot 2 = 162$  Versuchen. Damit ergibt sich eine wesentliche Versuchsreduktion im Vergleich zu Versuchsplänen z.B. 3. Ordnung mit 4 Stufen und  $3^4 \cdot 3 \cdot 2 = 486$  Versuchen oder gar 4. Ordnung mit 5 Stufen und  $3^5 \cdot 3 \cdot 2 = 1458$  Versuchen.

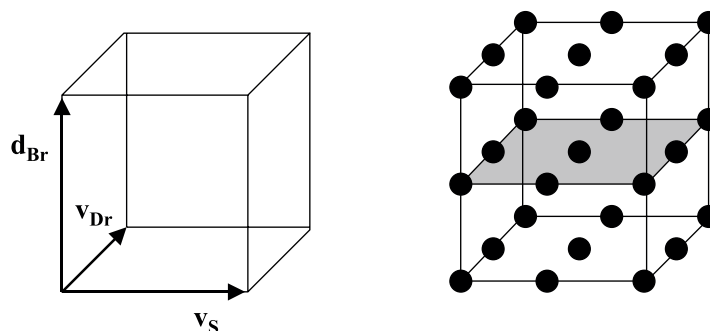


Abbildung 10: Aufgespannter Versuchsraum des vollständigen  $3^3$ -Versuchsplans mit Versuchsverteilung

Die Regressionsgleichung 2. Ordnung zwischen einer Zielgröße  $y$  und den Einflußgrößen  $x_i$ ,  $i = 1, \dots, n$  lautet

$$y = a_0 + \sum_{i=1}^n a_i \cdot x_i + \sum_{i=1}^{n-1} \sum_{j=i+1}^n a_{ij} \cdot x_i \cdot x_j + \sum_{i=1}^n a_{ii} \cdot x_i^2. \quad (7)$$

Dabei werden neben den linearen und quadratischen Wechselwirkungen  $a_i x_i$  und  $a_{ii} x_i^2$  auch Wechselwirkungen 2. Ordnung  $a_{ij} x_i x_j$  berücksichtigt, wodurch sich mit dem konstanten Glied  $a_0$  insgesamt 10 zu bestimmende Koeffizienten ergeben. Die Verwendung von Wechselwirkungen noch höherer Ordnung kann nur marginale Verbesserungen bringen, da die wesentlichen Abhängigkeiten mit (7) erfasst sind. Theoretisch können die 10 Koeffizienten schon bei der Durchführung von nur 10 statt 27 Versuchen für  $n = 3$  bestimmt werden, so daß der  $3^3$ -Versuchsplan eine relativ hohe Redundanz von  $27/10 = 2,7$  aufweist. Durch die Wahl von Versuchsplänen mit einer reduzierten Versuchsanzahl wie z.B. *zentral zusammengesetzten Plänen*, *Box-Behnken-Plänen* oder *D-Optimal Designs* (siehe [Peters1]) könnte der experimentelle Aufwand noch weiter verringert werden, da aber die Anzahl von 162 Versuchen nicht zu hoch erschien, wurde der vollständige  $3^3$ -Plan verwendet. Die hohe Redundanz kann dabei sogar als Vorteil gesehen werden, da die Ergebnisse auf eine breitere Datenbasis gestellt werden.

### 2.3.3 Festlegung des Versuchsplans

Zur konkreten Festlegung des Versuchsplans wurden zunächst die möglichen Drahtzufuhrgeschwindigkeiten betrachtet. Die maximal mögliche Drahtzufuhr wird dabei vom benötigten Strom limitiert, die Untergrenze sollte nicht zu klein gewählt werden. Aufgrund der Anhaltspunkte aus den Auftragsschweißungen wurden für beide Drahtdurchmesser Minimal- und Maximalwert der Drahtzufuhr, sowie der Mittelwert als dritter Punkt für den  $3^3$ -Versuchsplan gewählt ( $v_{Dr}^{min}$ ,  $v_{Dr}^{med}$ ,  $v_{Dr}^{max}$ ). Zu diesen Werten wurde dann die passenden Schweißgeschwindigkeiten berechnet, die eine theoretische Nahtfüllung von 100% ergeben.

Die geometrischen Verhältnisse zur Berechnung der zu füllenden Nahtfläche sind in Abb. 11 dargestellt. Die gesamte Spaltfläche  $A_{Sp}$  setzt sich zusammen aus dem Anteil, der aus dem Wurzelspalt  $d_{Sp}$  resultiert, sowie aus dem Anteil der aufgetragenen Phase, abhängig vom Winkel  $\alpha$  und der Blechdicke  $d_{Bl}$ . Hinzu kommt noch die Rinne der Schmelzbadsicherung, so daß sich insgesamt

$$\begin{aligned} A_{Sp} &= d_{Sp} \cdot d_{Bl} + d_{Ph} \cdot d_{Bl} + \frac{1}{2} \pi \left( \frac{d_{Sp}}{2} \right)^2 \\ &= d_{Sp} \cdot d_{Bl} + \tan \alpha \cdot d_{Bl}^2 + \frac{1}{8} \pi d_{Sp}^2 \end{aligned} \quad (8)$$

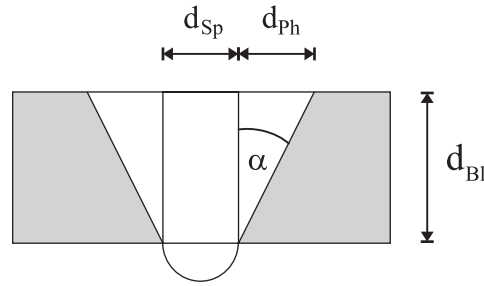


Abbildung 11: Geometrie des Schweißspaltes bei V-Nahtvorbereitung

ergibt. Die Forderung einer 100%igen Nahtfüllung entspricht der Gleichheit des Volumenstroms von zugeführtem Draht und zu füllendem Spalt:

$$A_{Dr} \cdot v_{Dr} = A_{Sp} \cdot v_S \quad (9)$$

Auflösen nach der Schweißgeschwindigkeit  $v_S$  ergibt:

$$\begin{aligned} v_S &= \frac{A_{Dr} \cdot v_{Dr}}{A_{Sp}} \\ &= \frac{\pi}{4} \cdot \frac{d_{Dr}^2 \cdot v_{Dr}}{A_{Sp}} \\ &= \frac{\pi}{4} \cdot \frac{d_{Dr}^2 \cdot v_{Dr}}{d_{Sp} \cdot d_{Bl} + \tan \alpha \cdot d_{Bl}^2 + \frac{1}{8} \pi d_{Sp}^2} \end{aligned} \quad (10)$$

In Tabelle 3 sind die gewählten Draht- und berechneten Schweißgeschwindigkeiten aufgelistet. Die etwas „krummen“ Werte für die gewählten Drahtgeschwindigkeiten ergeben sich aus der Anpassung der Maschineneinstellungen nach Gl. (3). Diese betrugen 6, 10 und 14 m/min für die 6 mm starken Bleche sowie 6, 9 und 12 m/min für die 8 und 10 mm starken Bleche. Aufgrund von Versuchsbeobachtungen wurden die nach Gl. (10) berechneten Schweißgeschwindigkeiten durch Annahme eines um 0,5 mm geschrumpften Spaltes nochmal um ca. 15% erhöht, um eine möglichst ebene Naht ohne Überhöhung zu erhalten.



| $d_{Bl} [\text{mm}]$ | $v_{Dr}^{min} [\text{m/min}]$ | $v_S^{min} [\text{cm/min}]$ | $v_{Dr}^{med} [\text{m/min}]$ | $v_S^{med} [\text{cm/min}]$ | $v_{Dr}^{max} [\text{m/min}]$ | $v_S^{max} [\text{cm/min}]$ |
|----------------------|-------------------------------|-----------------------------|-------------------------------|-----------------------------|-------------------------------|-----------------------------|
| 6                    | 3,9                           | 19,6                        | 6,5                           | 32,1                        | 9,1                           | 44,6                        |
| 8                    | 3,9                           | 37,5                        | 5,9                           | 55,4                        | 7,8                           | 73,2                        |
| 10                   | 3,9                           | 25,0                        | 5,9                           | 35,7                        | 7,8                           | 50,0                        |

Tabelle 3: Parameterkombinationen von Drahtzufuhr und Schweißgeschwindigkeit für vollständige Nahtfüllung

Damit sind 3 Versuche pro Blechdicke und Brennerabstand festgelegt. Werden nun die drei Draht- mit den drei Schweißgeschwindigkeiten kombiniert, ergeben sich die erforderlichen 9 Versuche bei konstantem Brennerabstand. Wird dieser noch auf drei Stufen variiert, erhält man die 27 Versuche des vollständigen  $3^3$ -Plans. Für den Brennerabstand wurden aufgrund der Versuchserfahrungen Werte von  $d_{Br} = 6, 12$  und  $18$  mm ausgewählt. Die unterschiedlichen  $v_{Dr}/v_S$ -Kombinationen ergeben eine Matrix unterschiedlicher Nahtfüllungen und Streckenenergien, wie in Tabelle 4 dargestellt ist. Dies entspricht einer Ebene mit konstantem  $d_{Br}$  aus dem Versuchsraum, siehe Abb. 10.

|             | $v_{Dr}^{min}$                          | $v_{Dr}^{med}$             | $v_{Dr}^{max}$                       |
|-------------|---|----------------------------|--------------------------------------|
| $v_S^{min}$ | ebene Naht<br>mittl. $q_S$              | Überhöhung<br>hohe $q_S$   | starke Überhöhung<br>sehr hohe $q_S$ |
| $v_S^{med}$ | Untermaß<br>niedrige $q_S$              | ebene Naht<br>mittl. $q_S$ | Überhöhung<br>hohe $q_S$             |
| $v_S^{max}$ | starkes Untermaß<br>sehr niedrige $q_S$ | Untermaß<br>niedrige $q_S$ | ebene Naht<br>mittl. $q_S$           |

Tabelle 4: Zu erwartender Einfluß der Stufen-Kombinationen von Drahtzufuhr und Schweißgeschwindigkeit auf Nahtausbildung und Streckenenergie  $q_S$

Die Streckenenergie ist definiert als

$$q_S = \frac{U \cdot I}{v_S} \left[ \frac{\text{J}}{\text{m}} \right] \quad (11)$$

und soll den Energieeintrag unabhängig von der gewählten Kombination aus Schweißgeschwindigkeit und Drahtzufuhr charakterisieren. Die Nahtform wird auf den Diagonalen von links oben nach rechts unten zumindest ähnlich sein, die Streckenenergie wird sich jedoch ändern, wie die Beziehungen aus Abb. 5 vermuten lassen.

|                  |                    |                    |                    |
|------------------|--------------------|--------------------|--------------------|
| $d_{Bl}$ [mm]    | 6                  | 8                  | 10                 |
| $v_{Dr}$ [m/min] | 3,9 / 6,5 / 9,1    | 3,9 / 5,9 / 7,8    | 3,9 / 5,9 / 7,8    |
| $v_S$ [cm/min]   | 19,6 / 32,1 / 44,6 | 37,5 / 55,4 / 73,2 | 25,0 / 35,7 / 50,0 |
| $d_{br}$ [mm]    | 6 / 12 / 18        | 6 / 12 / 18        | 6 / 12 / 18        |

Tabelle 5: Faktor-Stufen-Kombinationen der vollständigen  $3^3$ -Versuchspläne

In Tabelle 5 sind noch einmal alle Faktor-Stufenkombinationen der aufgestellten Versuchspläne zusammengefasst, die mit den zwei verwendeten Stahlsorten die 162 durchzuführenden Experimente ergeben.

## 2.4 Versuchsaufbau

In Abbildung 12 ist eine Übersicht des Versuchsaufbaus dargestellt. Zu erkennen sind die vorbereiteten Bleche mit einer Abmessung von ca. 350 x 150 mm, sowie die Kupferschiene als Badsicherung unterhalb der Nahtvorbereitung. Die Bleche liegen an ihren Eckpunkten auf einer Auflage, um den direkten Kontakt mit dem Schweißisch und daraus folgende Wärmeableitungen zu vermeiden und eine rein konvektiv-emissive Abkühlung im Hinblick auf die Simulation zu erreichen. Thermokamera und Brenner bleiben während der Versuchsdurchführung unbewegt, während die Bleche mittels des verfahrbaren Schweißisches mit der gewählten Schweißgeschwindigkeit unter dem Brenner geführt werden. Die Bleche wurden für die Schweißungen mit Schraubzwingen an ihren Ecken eingespannt, um Änderungen im Nahtbereich durch Verzug zu verhindern, siehe Abb. 13. Brenner und Thermographie wurden dadurch nicht behindert. Strom und Spannung wurden von der Schweißanlage abgenommen und über einen x-t-Schreiber aufgezeichnet.

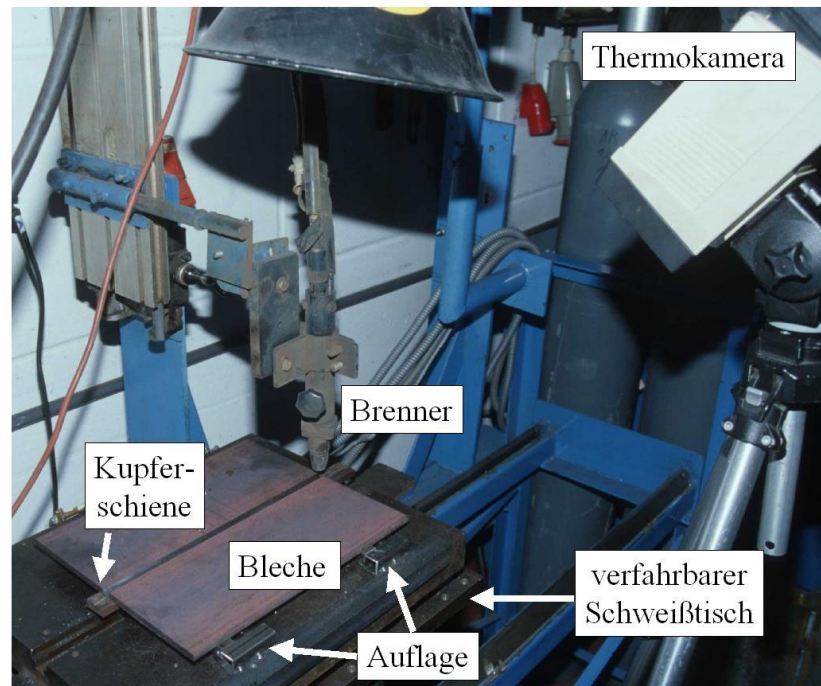


Abbildung 12: Überblick über den Versuchsaufbau

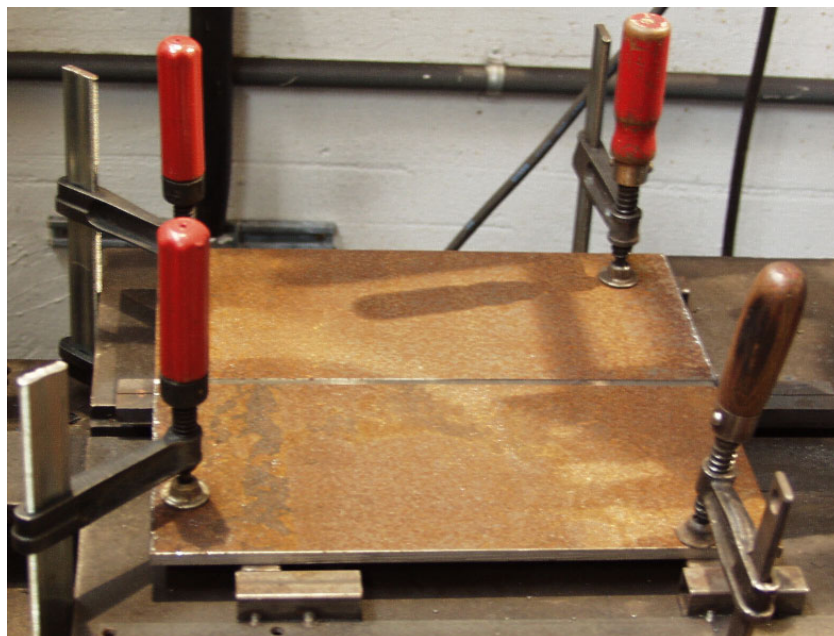


Abbildung 13: Einspannung und Auflage der zu verschweißenden Bleche

## 2.5 Ergebnisse

### 2.5.1 Temperaturfelder

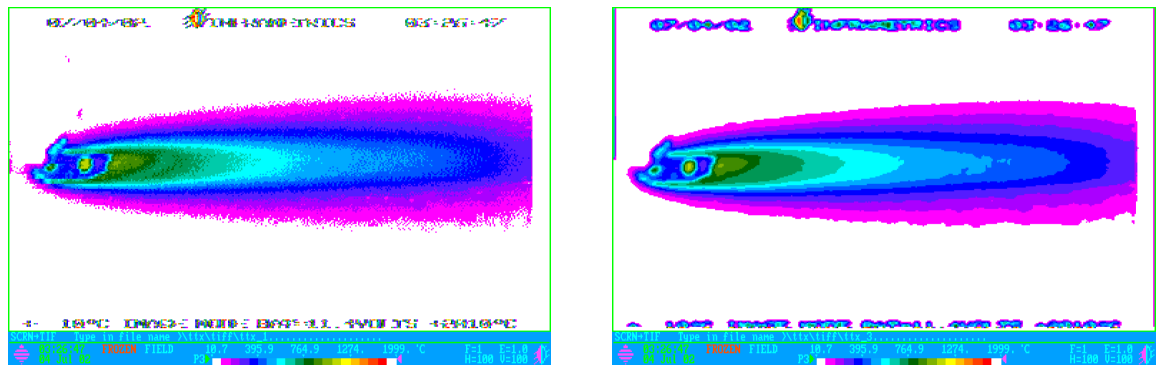
Die instationären Temperaturfelder der Schweißversuche wurden mittels der Thermokamera INFRAMETRICS 600 erfasst und zur späteren Auswertung auf Video aufgenommen. Mit der Software THERMAGRAM 5.0 wurde zunächst ein Thermographiebild vom Videoband eingelesen und das Temperaturfeld geglättet, in dem das unvermeidliche hochfrequente Rauschen aus den Daten mittels eines Tiefpass-Filters entfernt wurde, siehe Abb. 14. Diese Daten wurden in einer ASCII-Datei zur weiteren Bearbeitung abgelegt. Da die zur Verfügung stehende Software nicht alle gewünschten Funktionen zur Bearbeitung der Thermographiebilder beinhaltet, wurde das Programm OUTKONV<sup>3</sup> in der Programmiersprache C erstellt, welches eine weitere Bearbeitung der ASCII-Dateien erlaubte. Mit OUTKONV konnten nun nach Bedarf folgende Operationen durchgeführt werden:

- Beschneiden des Temperaturfeldes
- Perspektivische Entzerrung
- Anpassung an Emissionsfaktor getrennt für Naht und Blech
- Symmetrisierung
- Umrechnung der Längen- in eine Zeitkoordinate
- Ermittlung von  $t_{8/5}$ -Zeit und Maximaltemperatur  $T_{max}$
- Ausgabe in PLOTMTV- und CSV-Format

Das Beschneiden des Temperaturfeldes entfernt die Bereiche unterhalb einer gewählten Temperatur, z.B. 50°C, da diese für die Auswertung uninteressant sind. Gleichzeitig erreicht man dadurch eine erhebliche Daten- und Dateigrößenreduktion. Die perspektivische Entzerrung ist nötig, da durch den Kamerablickwinkel von schräg oben die tatsächliche Bildbreite am oberen Rand größer und am unteren Rand kleiner ist als dargestellt. Durch die Entzerrung können Längen und Zeiten aus den Daten zuverlässiger bestimmt werden. Durch die Umrechnung der Längenkoordinate über die Schweißgeschwindigkeit in eine Zeitkoordinate kann die für Schweißprozesse charakteristische Abkühlzeit von 800°C auf 500°C –  $t_{8/5}$  – bestimmt werden.

---

<sup>3</sup>Out-Datei **Kon**verter, da die ASCII-Dateien von ThermoGRAM die Endung \*.out erhalten



a) verrauschte Originaldaten

b) geglättete Daten

Abbildung 14: Anwendung des Tiefpass-Filters in THERMAGRAM 5.0

Ebenso kann die Maximaltemperatur für jede Parallele zur Schweißnaht ausgegeben werden. Zur korrekten Temperaturbestimmung ist es möglich, die Anpassung an den Emissionsfaktor getrennt für Nahtbereich und Blech durchzuführen. Falls gewünscht kann eine Symmetrisierung des Temperaturfeldes in Bezug auf die Nahtmitte durch Mittelwertbildung durchgeführt werden, um die real stets auftretenden Unsymmetrien zu beseitigen. Schließlich kann das bearbeitete Temperaturfeld im PLOTMTV<sup>4</sup>- oder CSV<sup>5</sup>-Format abgespeichert werden. Letzteres Format kann von vielen Programmen, insbesondere Tabellenkalkulationen, wie z.B. Excel, gelesen und weiterverarbeitet werden.

In den Abbildungen 15 bis 18 sind beispielhaft Thermographie-Aufnahmen von Schweißungen an Blechen der Sorte S460 mit einer Stärke von 8 mm dargestellt (Längenangaben in Zentimetern). Die Schweißrichtung ist von rechts nach links, so daß jeweils am linken Rand die Wirkung des Lichtbogens zu erkennen ist. Die gemessenen Temperaturfelder sind hier horizontal gespiegelt dargestellt, so daß die Wärmeabstrahlungen des Brenners im Bereich unterhalb des Lichtbogens zu erkennen sind. Das Schmelzbad ist wegen seines geringen Emissionsgrades von unter 0,3 deutlich als bläulicher Bereich hinter dem Lichtbogen zu erkennen mit scheinbaren Temperaturen von ca. 200 – 400°C, die tatsächlich natürlich größer 1500°C sind. Die Aufnahmen stellen Variationen von Drahtzufuhr, Schweißgeschwindigkeit und Brennerabstand dar, ausgehend vom Mittelpunkt des Versuchsraums mit den Parametern  $v_{Dr}=5,9$  m/min,  $v_S=35,7$  cm/min und  $d_{Br}=12$  mm, jeweils repräsentiert durch das mittlere Temperaturfeld.

Der Einfluß der Drahtzufuhr ist in Abb. 15 zu erkennen. Wird diese bei ansonsten konstanten Parametern erhöht, zeigt sich aufgrund der höheren Energieeinbringung eine deutliche Verlängerung der Isothermen entgegengesetzt der Schweißrichtung, welches gleichbedeutend mit

<sup>4</sup>PLOTMTV: freies UNIX/LINUX-Programm zur graphischen Darstellung von Daten

<sup>5</sup>Comma Separated Values: durch Komma, Leerzeichen oder Tabulatoren getrennte Werte

längeren Abkühlzeiten ist. Dieser Effekt betrifft auch das Schmelzbad, welches sich bei erhöhter Drahtzufuhr ebenfalls verlängert. Die erhöhte Masseneinbringung bewirkt ein verstärktes Eintauchen des Lichtbogens in die Schmelze, wie am kleiner werdenden Lichtbogenfleck zu erkennen ist. Die dadurch in die Tiefe verlagerte Energieeinbringung führt zu schmaleren Temperaturfeldern an der Oberfläche in der Nähe des Lichtbogens.

In Abbildung 16 ist die Auswirkung unterschiedlicher Schweißgeschwindigkeiten bei sonst unveränderten Prozeßparametern zu erkennen. Am auffälligsten ist die ausgeprägte Verschmälerung des Temperaturfelds und besonders des Schmelzbades bei erhöhter Schweißgeschwindigkeit, sowie die gleichzeitige Verkürzung der Isothermen in Schweißrichtung. Schnelleres Schweißen bewirkt also offensichtlich einen geringeren Wärmeeinfluß senkrecht zur Schweißrichtung und kürzere Abkühlzeiten.

Die Variation des Brennerabstands hat hauptsächlich Auswirkungen auf die unmittelbare Lichtbogenregion, wie in Abb. 17 zu sehen ist. Bei niedrigem Brennerabstand ist – zumindest bei diesem Beispiel – der sonst ausgeprägte Lichtbogenfleck nicht mehr auszumachen. Bei Erhöhung des Abstandes tritt dieser wieder deutlicher zutage, es findet also ein Wechsel vom eintauchenden zum oberflächlich brennenden Lichtbogen statt. Dennoch lassen sich keine anderweitigen eindeutigen Auswirkungen auf das Temperaturfeld feststellen. Sowohl die seitliche Ausdehnung als auch die Lage der Isothermen in Schweißrichtung zeigen große Übereinstimmung. Auch für das Schmelzbad läßt sich keine systematische Abhängigkeit vom Brennerabstand erkennen.

Abbildung 18 demonstriert die Veränderung des Temperaturfelds bei unterschiedlichen Kombinationen von Schweißgeschwindigkeit und Drahtzufuhr, die eine 100%ige Nahtfüllung ergeben. Es zeigt sich, daß der Einfluß der Schweißgeschwindigkeit eindeutig stärker ist als derjenige der Drahtzufuhr. Die Verschmälerung des Temperaturfeldes bei höheren Schweißgeschwindigkeiten deutet darauf hin, daß die Streckenenergie trotz identischer Nahtfüllung abnimmt.

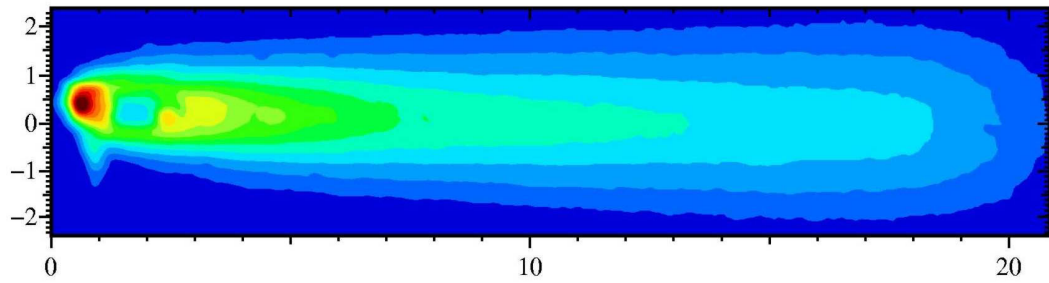
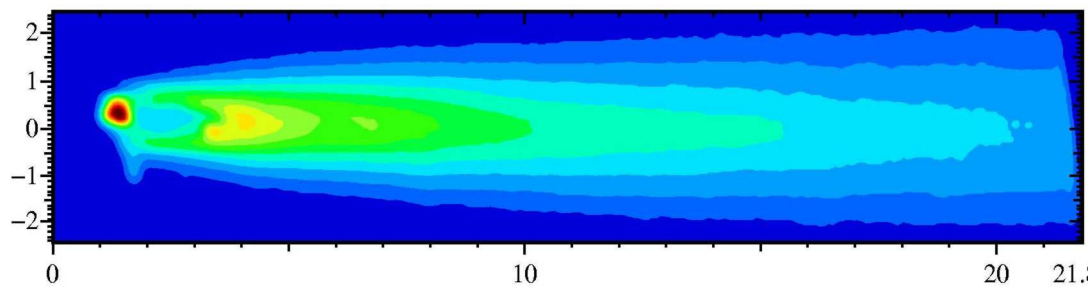
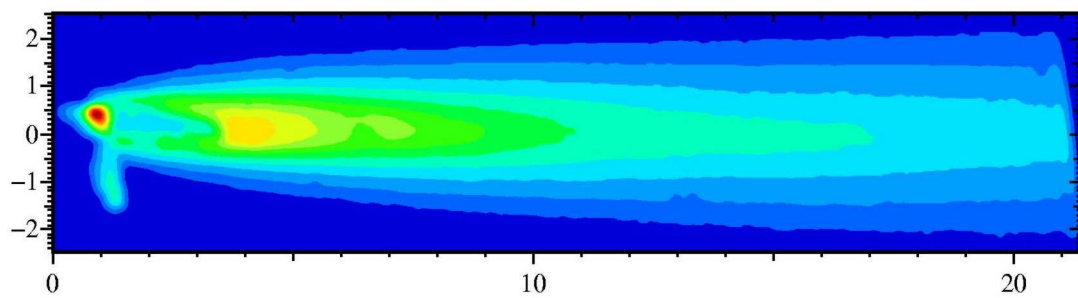
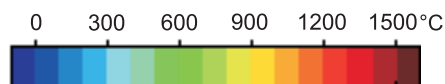
a)  $v_{Dr}=3,9$  m/minb)  $v_{Dr}=5,9$  m/minc)  $v_{Dr}=7,8$  m/min

Abbildung 15: Einfluß der Drahtzufuhr auf das Temperaturfeld

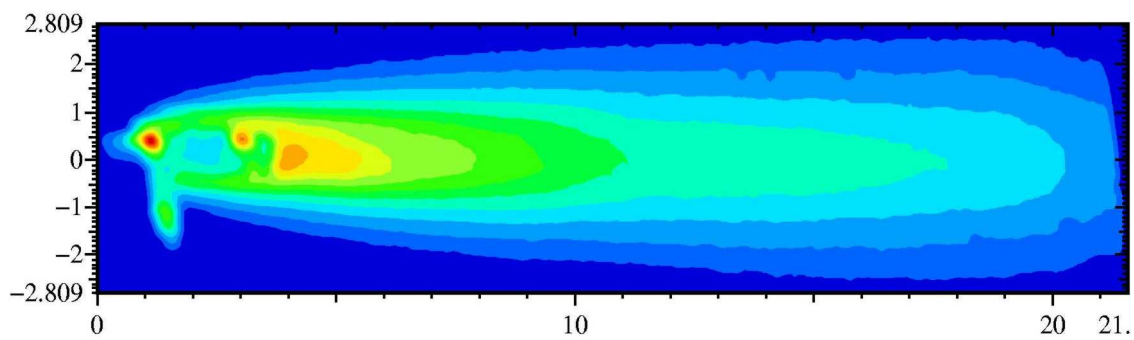
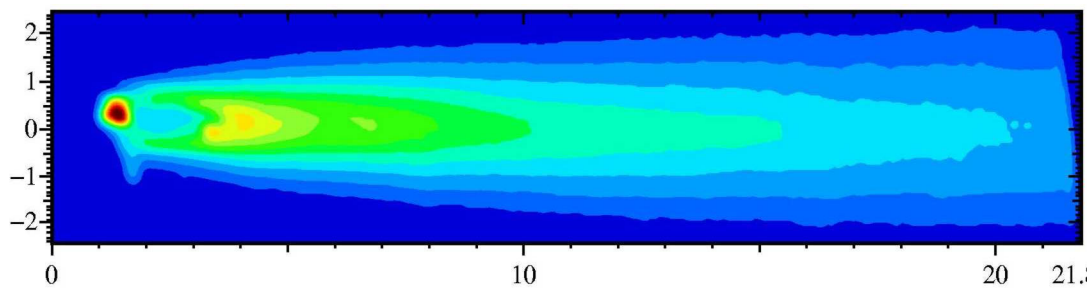
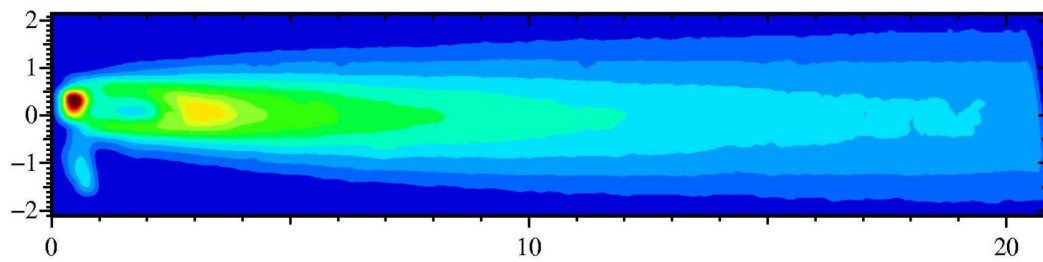
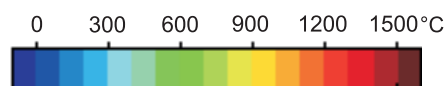
a)  $v_S=37,5$  cm/minb)  $v_S=55,4$  cm/minc)  $v_S=73,2$  cm/min

Abbildung 16: Einfluß der Schweißgeschwindigkeit auf das Temperaturfeld



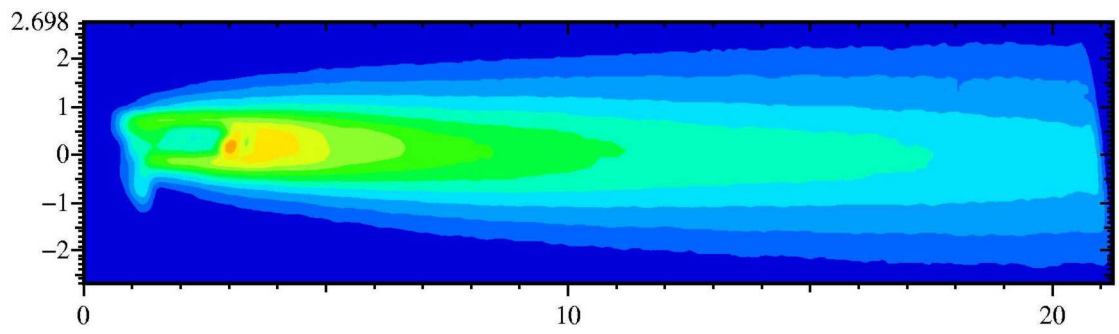
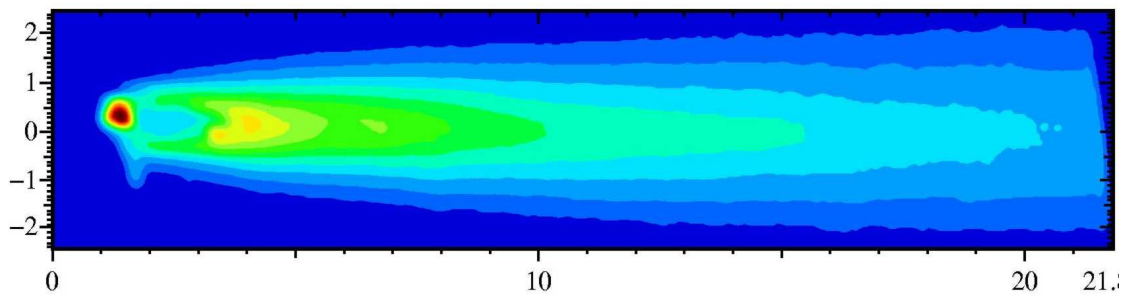
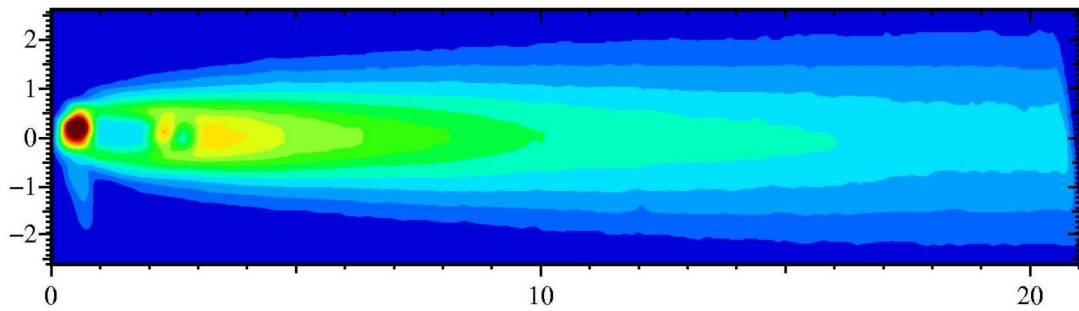
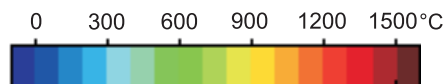
a)  $d_{Br} = 6$  mmb)  $d_{Br} = 12$  mmc)  $d_{Br} = 18$  mm

Abbildung 17: Einfluß des Brennerabstands auf das Temperaturfeld

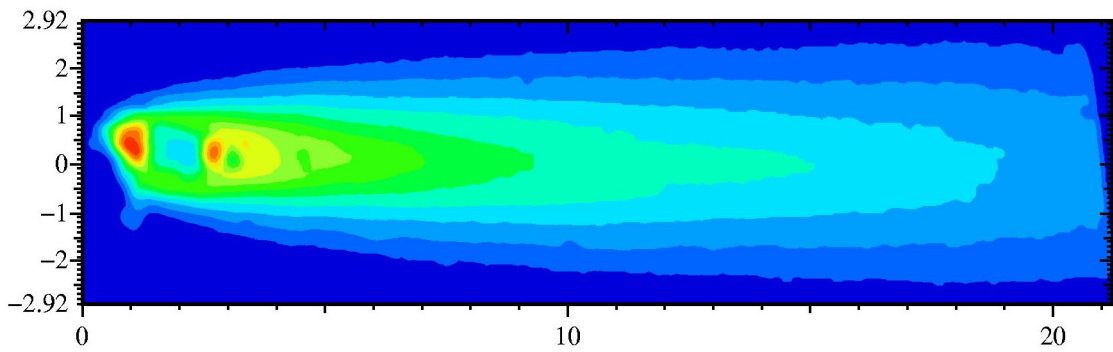
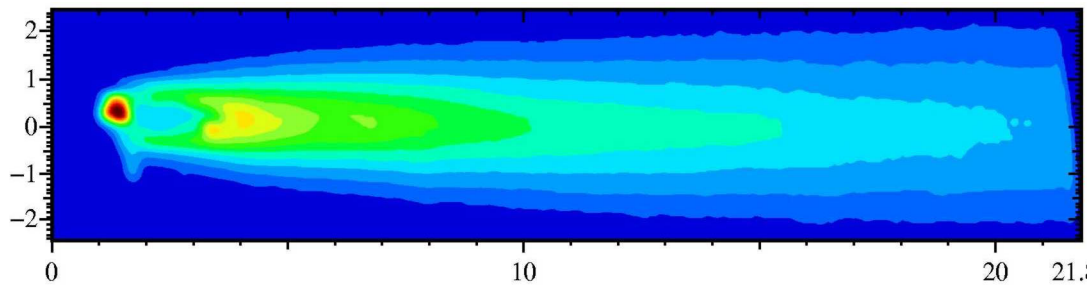
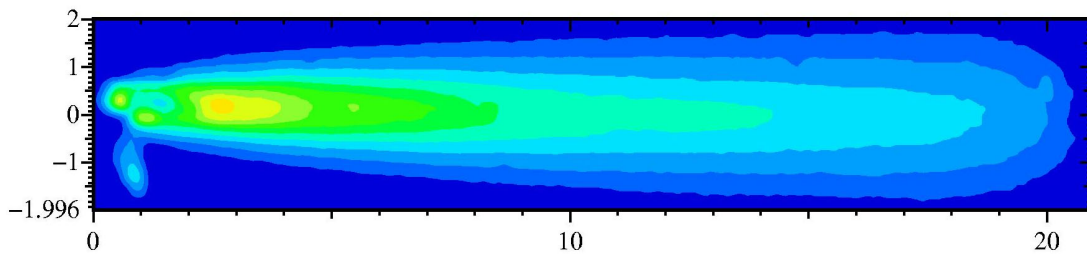
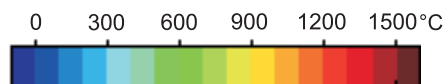
a)  $v_{Dr}=3,9$  m/min,  $v_S = 37,5$  cm/minb)  $v_{Dr}=5,9$  m/min,  $v_S = 55,4$  cm/minc)  $v_{Dr}=7,8$  m/min,  $v_S = 73,2$  cm/min

Abbildung 18: Veränderung des Temperaturfelds bei unterschiedlichen Kombinationen von Schweißgeschwindigkeit und Drahtzufuhr für vollständige Nahtfüllung

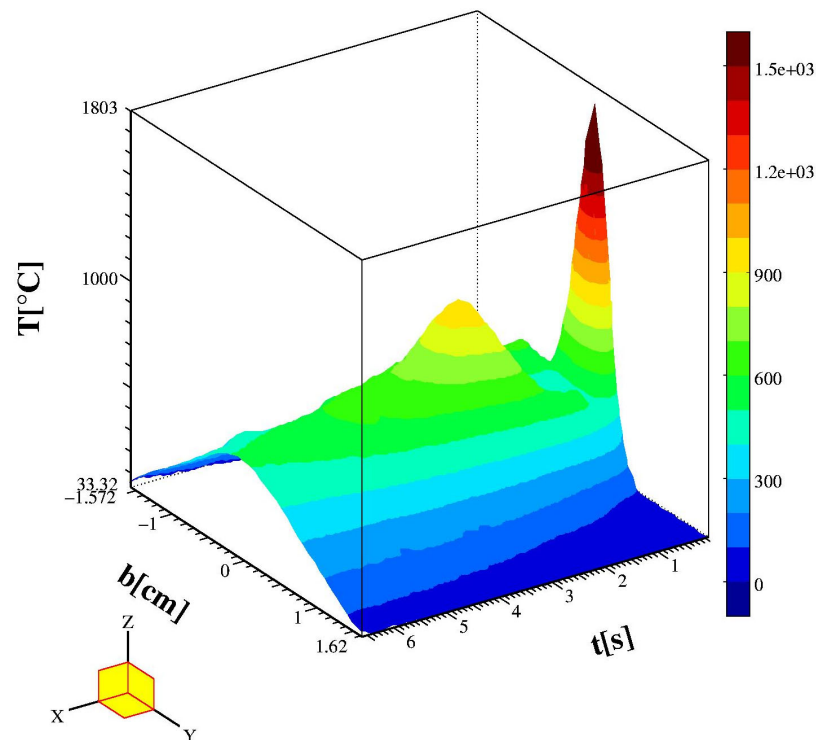


Abbildung 19: Dreidimensionales Temperaturgebirge basierend auf Abb. 16 c) mit Zeitachse in Schweißrichtung

Abbildung 19 beinhaltet einen Ausschnitt des Temperaturfelds aus Abb. 16 c) in dreidimensionaler Darstellung, wobei die Achse in Schweißrichtung über die Schweißgeschwindigkeit in eine Zeitachse umgerechnet worden ist. Diese Art der Darstellung soll die extremen Temperaturänderungen bei Schweißprozessen demonstrieren. Die Einbringung des flüssigen Schweißgutes und die Lichtbogenenergie bewirken einen fast augenblicklichen Temperaturanstieg auf über  $1500^{\circ}\text{C}$ . Der hier gemessene Maximalwert kann dabei nur ein Anhaltspunkt sein, theoretisch können die Temperaturen des flüssigen Schweißgutes für niedriggekohte Stähle bis über  $2800^{\circ}\text{C}$  betragen, da hier die Grenze zur gasförmigen Phase gegeben ist. Das Schmelzbad hinter dem Lichtbogen-Peak ist trotz dieser hohen Temperaturen wegen der niedrigen Wärmeabstrahlung des flüssigen Metalls als Krater ausgebildet. Es ist zu erkennen, daß vom Erreichen der Spitzentemperatur bis zur Abkühlung auf  $500^{\circ}\text{C}$  nur ca. 6 Sekunden vergehen, während die charakteristische Abkühlzeit von  $800$  auf  $500^{\circ}\text{C}$  an der Oberseite der Schweißnahtmitte sogar nur ca. 3 Sekunden beträgt, was einem Abkühlgradienten von durchschnittlich  $100^{\circ}\text{C/s}$  entspricht.

### 2.5.2 Stromstärke, Spannung, Leistung und Streckenenergie

Die Messwerte für die Stromstärke und Spannung während des Schweißens zeigten wie bei den Auftragsschweißungen eine Abhängigkeit von der Drahtzufuhr und dem Brennerabstand, so daß mit diesen Parametern Regressionsgleichungen aufgestellt wurden. Die beiden Drahtdurchmesser von 1,2 und 1,6 mm wurden dabei getrennt betrachtet, da es nicht möglich war – zumindest im Hinblick auf die Stromstärke – ein gemeinsames Modell aufzustellen. Als weitere abgeleitete Größen wurden ebenfalls die resultierende Leistung und die Streckenenergie betrachtet. Für die multiple Regression wurde das Programm RS/1 der Firma DOMAIN SOLUTIONS verwendet. Zwar ermöglichen die aufgestellten Versuchspläne eine vollständige quadratische Regression, doch konnte bei der Auswertung oft festgestellt werden, daß einige Glieder der Regressionsgleichung vernachlässigbar sind, da sie kaum Einfluß auf das Ergebnis haben. Dadurch kann sich die Prognosegüte sogar insoweit verbessern, daß die Erklärung zufälliger Schwankungen wegfällt und die Regression dadurch zuverlässigere Aussagen gestattet. Daher wurde eine Programmfunktion genutzt, die weniger signifikante Terme eliminiert und neue Regressionskoeffizienten für die verbliebenen Terme berechnet. Dieses Vorgehen wird in 2.5.3 nochmals näher erläutert, siehe auch [Mulreg].

In Tabelle 6 sind die berechneten Regressionskoeffizienten für Spannung, Stromstärke und Leistung, die zugehörigen Bestimmtheitsmaße  $R^2$  sowie die Fehlermaße RMS<sup>6</sup> zusammengefasst. Letztere charakterisieren die mittlere Abweichung der Regression von den Ursprungsdaten. Die Eingangsgrößen müssen dabei – wie auch bei allen folgenden Regressionen – in den für die Schweißtechnik üblichen Einheiten angegeben werden, d.h.  $v_{Dr}$  in [m/min],  $v_S$  in [cm/min] und  $d_{Br}$  in [mm]. Es fällt auf, daß vor allem der quadratische Term  $d_{Br}^2$  und der gemischte Term  $v_{Dr} d_{Br}$  entweder sehr klein sind oder gar wegfallen. Das heißt, daß die erstellten Regressionsgleichungen ein fast lineares Verhalten darstellen, mit Ausnahme des nichtlinearen Einflusses von  $v_{Dr}^2$ . In Tabelle 7 sind die entsprechenden Koeffizienten für die Streckenenergie aufgeführt, die für die Einflußfaktoren Drahtzufuhr und Schweißgeschwindigkeit bei einem Drahtdurchmesser von 1,6 mm berechnet wurden. Auch hier deuten die Werte auf eher geringe Einflüsse des gemischten und der quadratischen Terme hin.

Zur Verdeutlichung der abstrakten Regressionsgleichungen sind in Abb. 20 die Abhängigkeiten von Spannung und Stromstärke von der Drahtzufuhr und dem Brennerabstand für den Drahtdurchmesser  $d_{Dr}=1,6$  mm als Contour-Plot der Isolinien dargestellt. Die zugrunde liegenden Messwerte sind mit Sternchen gekennzeichnet. Ebenso ist eine dreidimensionale Darstellung mit den berechneten Werten als Höhe möglich. Es ist zu erkennen, daß Strom und Spannung

---

<sup>6</sup>**Rooted Mean Square:** die Wurzel aus dem Mittelwert der quadrierten Fehler

|                         |   | const   | $v_{dr}$ | $d_{br}$ | $v_{dr} * d_{br}$ | $v_{dr}^2$ | $d_{br}^2$ | $R^2$ | RMS   |
|-------------------------|---|---------|----------|----------|-------------------|------------|------------|-------|-------|
| $d_{Dr}=1,2 \text{ mm}$ | U | 39,683  | -1,421   | -0,102   | -                 | 0,053      | 0,008      | 0,965 | 0,321 |
|                         | I | 84,965  | 33,921   | -        | -0,120            | -0,925     | -          | 0,990 | 4,700 |
|                         | P | 3,847   | 0,930    | -0,059   | -                 | -0,032     | -          | 0,986 | 0,139 |
| $d_{Dr}=1,6 \text{ mm}$ | U | 40,340  | -2,083   | 0,043    | 0,001             | 0,067      | -          | 0,968 | 0,361 |
|                         | I | 117,303 | 60,010   | -1,250   | -0,371            | -1,814     | -          | 0,981 | 8,134 |
|                         | P | 5,790   | 1,578    | -0,066   | -                 | -0,076     | -          | 0,960 | 0,240 |

Tabelle 6: Regressionskoeffizienten für Spannung, Stromstärke und Leistung

| $d_{Dr}$ | const  | $v_{dr}$ | $v_s$  | $v_{dr} * v_s$ | $v_{dr}^2$ | $v_s^2$ | $R^2$ | RMS   |
|----------|--------|----------|--------|----------------|------------|---------|-------|-------|
| 1,2 mm   | 32,813 | 3,080    | -1,451 | -0,036         | -0,066     | 0,018   | 0,988 | 0,704 |
| 1,6 mm   | 34,309 | 3,368    | -0,985 | -0,024         | -0,106     | 0,008   | 0,981 | 8,702 |

Tabelle 7: Regressionskoeffizienten für Streckenenergie

mit steigendem Brennerabstand abfallen, während der Strom bei erhöhter Drahtzufuhr erwartungsgemäß steigt und die Spannung sinkt.

Abb. 21 stellt das Verhalten der Leistung und der Streckenenergie abhängig von ihren Einflußgrößen dar. Für die Leistung ergibt sich dabei insgesamt ein ähnliches Verhalten wie für den Strom mit einer positiven Korrelation zu  $v_{Dr}$  und einer negativen zu  $d_{Br}$ . Die Streckenenergie fällt naturgemäß für höhere Schweißgeschwindigkeiten und steigt bei erhöhter Draht- und damit Energiezufuhr. Es zeigt sich jedoch, daß der Einfluß von  $v_s$  wesentlich stärker ist und somit die Streckenenergie bei gleichem Verhältnis  $v_s/v_{Dr}$  nicht konstant ist, sondern sich verringert. Dies bedeutet, daß man durch Erhöhung der Schweißgeschwindigkeit bei gleichbleibender Nahtfüllung eine geringere Energieeinbringung erreichen kann.

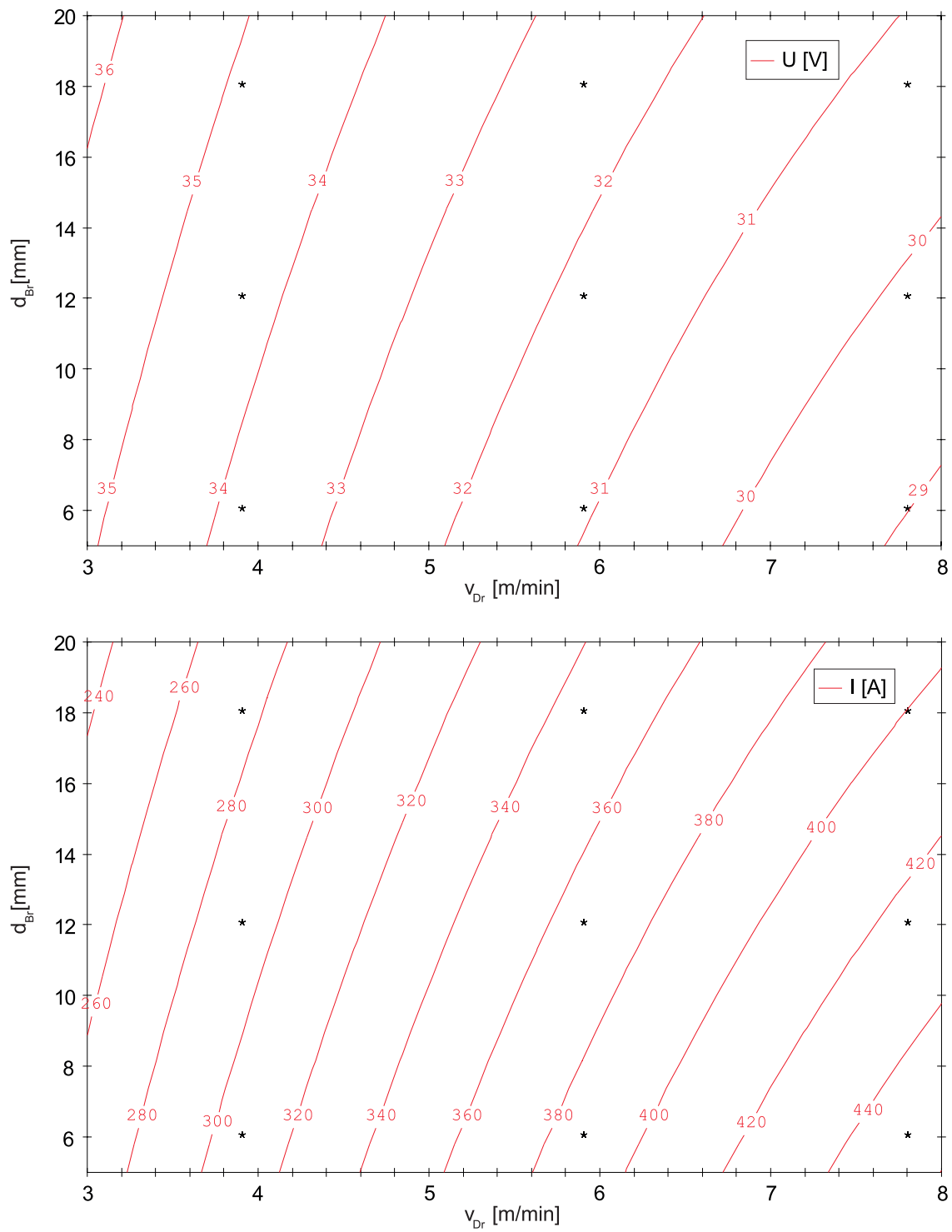


Abbildung 20: Abhängigkeit von Spannung und Stromstärke von Drahtzufuhr und Brennerabstand für Drahtdurchmesser  $d_{Dr}=1,6$  mm

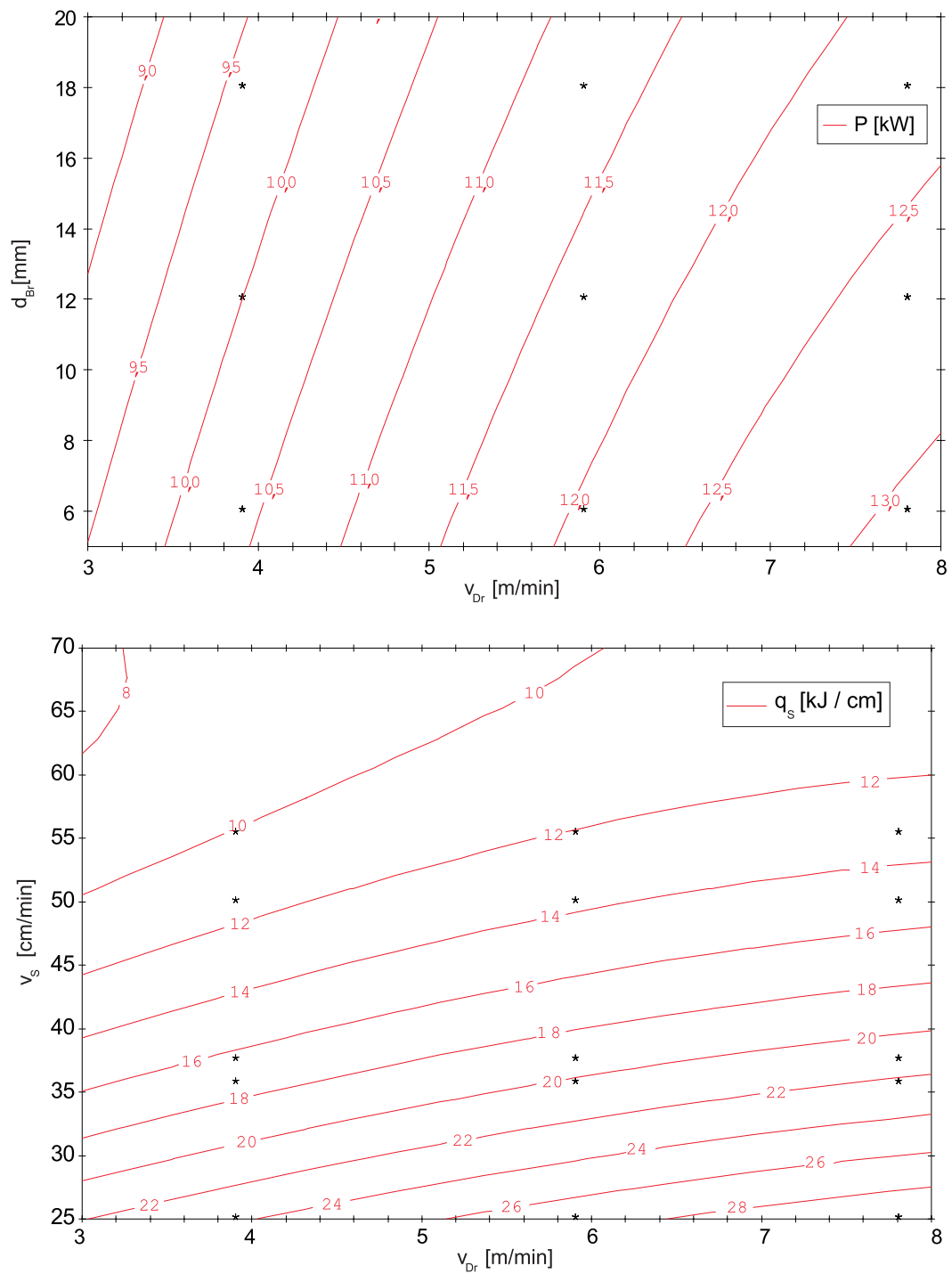


Abbildung 21: Abhängigkeit der Leistung von Drahtzufuhr und Brennerabstand und Abhängigkeit der Streckenenergie von Drahtzufuhr und Schweißgeschwindigkeit für Drahtdurchmesser  $d_{Dr}=1,6$  mm

### 2.5.3 Schmelzbad- und Nahtgeometrie, Breite der Wärmeeinflußzone, Härte

In Tabelle 8 sind die Messwerte für die Länge  $l$  des Schmelzbad-Endkraters, die Breite  $b$  und Höhe  $h$  der Naht, die Breite  $w$  der Wärmeeinflußzone (gemessen in Blechmitte), die Härte  $H_{SG}$  des Schweißgutes und die maximale Härte  $H_{max}$  in der Wärmeeinflußzone beispielhaft für die Stahlsorte S355 mit einer von Blechdicke 8 mm aufgeführt. Die Verwendung nur eines Wertes zur Kennzeichnung der Härte im Schweißgut rechtfertigt sich aus der Tatsache, daß diese oft konstant über die Länge des aufgeschmolzenen Bereichs war. Falls dies nicht der Fall war, wurde der Wert aus der Nahtmitte verwendet. Ein Blick auf die Daten offenbart bereits einige Zusammenhänge, die durch die Regressionsanalyse bestätigt werden können. Es fällt auf, daß der Brennerabstand den geringsten Einfluß auf die Daten zu haben scheint. Eine höhere Schweißgeschwindigkeit führt zu kürzeren Schweißbädern, schmaleren und niedrigeren Nähten, einer schmaleren Wärmeeinflußzone und höheren Härtewerten. Die Drahtzufuhr hat dagegen hauptsächlich Einfluß auf die Nahthöhe, wobei die maximale Breite der Naht jeweils bei mittlerer Drahtzufuhr erreicht wird. Ebenso vergrößert eine höhere Drahtzufuhr die Länge des Schmelzbades.

Am Beispiel der Schmelzbadlänge soll zunächst noch einmal eingehend das Vorgehen bei der Aufstellung der Regressionsgleichungen erläutert werden. Für das vollständige quadratische Regressionspolynom können z.B. für die Bleche S355, 8 mm die Koeffizienten gemäß Tabelle 9 ermittelt werden. Nach den Ergebnissen aus Kap. 2.5.2 könnten auch die Spannung und Stromstärke als Eingangsgrößen der Regressionsgleichungen dienen. Allerdings wurden hier die primären Einflußfaktoren verwendet, da diese im Gegensatz zu den abgeleiteten Größen  $U$  und  $I$  beim Schweißen direkt gewählt werden und somit einen anschaulicheren Zugang zu den Ergebnissen erlauben. Die Eingangswerte wurden zusätzlich auf das Intervall  $[-1; 1]$  normiert, so daß der Einfluß eines Koeffizienten mit seinem Wert in direkter Verbindung steht, während dies bei den ansonsten angegebenen untransformierten Werten nicht der Fall ist. Das bedeutet, daß ein niedriger Koeffizient in einer Regressionsgleichung nicht unbedingt geringe Signifikanz bedeutet, da der Wertebereich der Eingangswerte und die Form des Terms (einfach, gemischt, quadratisch) ebenfalls berücksichtigt werden müssen. Außerdem sind noch statistische Maßzahlen zur Beurteilung der Signifikanz der einzelne Terme angegeben.

Ohne zu sehr ins Detail zu gehen, kennzeichnet der Standardfehler die Unsicherheit bei der Wahl eines Koeffizienten, während der T-Wert den Quotienten aus Koeffizientenwert und Standardfehler darstellt. Dabei ist ein großer T-Wert (ca.  $|T| > 4$ ) erwünscht, kleine Werte deuten auf einen geringen Einfluß des entsprechenden Terms hin. Die Signifikanz ist die Wahrscheinlichkeit, daß ein Term tatsächlich den Wert Null haben müsste und somit nur zufällige Variationen



| $v_{dr}$ [m/min] | $v_s$ [cm/min] | $d_{br}$ [mm] | $l$ [mm] | $b$ [mm] | $h$ [mm] | $w$ [mm] | $H_{SG}$ [HV30] | $H_{max}$ [HV30] |
|------------------|----------------|---------------|----------|----------|----------|----------|-----------------|------------------|
| 3,9              | 37,5           | 6             | 32,5     | 11,3     | 0,9      | 4,1      | 210             | 245              |
| 5,9              | 37,5           | 6             | 39,5     | 15,8     | 1,9      | 4,2      | 205             | 225              |
| 7,8              | 37,5           | 6             | 41,5     | 12,6     | 4,4      | 3,6      | 195             | 235              |
| 3,9              | 55,4           | 6             | 21,0     | 8,3      | -0,4     | 2,6      | 230             | 265              |
| 5,9              | 55,4           | 6             | 27,5     | 10,2     | 0,9      | 2,7      | 210             | 235              |
| 7,8              | 55,4           | 6             | 26,9     | 10,5     | 2,8      | 2,4      | 200             | 230              |
| 3,9              | 73,2           | 6             | 25,0     | 5,3      | -1,6     | 2,2      | 220             | 290              |
| 5,9              | 73,2           | 6             | 24,2     | 7,3      | -0,3     | 1,8      | 235             | 285              |
| 7,8              | 73,2           | 6             | 26,6     | 7,0      | 1,0      | 2,1      | 225             | 245              |
| 3,9              | 37,5           | 12            | 32,0     | 13,5     | 1,0      | 4,2      | 195             | 225              |
| 5,9              | 37,5           | 12            | 33,7     | 15,1     | 2,9      | 4,6      | 210             | 240              |
| 7,8              | 37,5           | 12            | 32,6     | 13,0     | 4,3      | 3,4      | 210             | 220              |
| 3,9              | 55,4           | 12            | 24,6     | 8,6      | 0,0      | 3,0      | 220             | 280              |
| 5,9              | 55,4           | 12            | 28,8     | 12,0     | 1,0      | 2,9      | 225             | 245              |
| 7,8              | 55,4           | 12            | 29,6     | 9,5      | 2,5      | 2,5      | 230             | 230              |
| 3,9              | 73,2           | 12            | 19,3     | 8,0      | -0,5     | 2,6      | 240             | 275              |
| 5,9              | 73,2           | 12            | 24,8     | 9,0      | 0,4      | 1,8      | 240             | 240              |
| 7,8              | 73,2           | 12            | 29,0     | 8,6      | 1,6      | 1,9      | 230             | 255              |
| 3,9              | 37,5           | 18            | 26,3     | 13,4     | 1,2      | 4,4      | 215             | 250              |
| 5,9              | 37,5           | 18            | 37,0     | 16,4     | 2,6      | 4,0      | 210             | 225              |
| 7,8              | 37,5           | 18            | 31,4     | 13,6     | 3,5      | 4,4      | 205             | 230              |
| 3,9              | 55,4           | 18            | 22,0     | 9,5      | -1,2     | 2,8      | 220             | 260              |
| 5,9              | 55,4           | 18            | 27,7     | 10,4     | -0,2     | 2,6      | 225             | 260              |
| 7,8              | 55,4           | 18            | 28,3     | 9,8      | 2,7      | 2,6      | 215             | 246              |
| 3,9              | 73,2           | 18            | 17,3     | 6,0      | -1,5     | 1,9      | 235             | 240              |
| 5,9              | 73,2           | 18            | 25,6     | 8,6      | 0,0      | 1,8      | 245             | 250              |
| 7,8              | 73,2           | 18            | 26,4     | 8,5      | 1,5      | 2,0      | 230             | 235              |

Tabelle 8: Messwerte S355, Blechdicke 8 mm

|                | const   | $v_{dr}$ | $v_S$   | $d_{br}$ | $v_{Dr} * v_S$ | $v_{dr} * d_{br}$ | $v_S * d_{Br}$ | $v_{dr}^2$ | $v_S^2$ | $d_{br}^2$ |
|----------------|---------|----------|---------|----------|----------------|-------------------|----------------|------------|---------|------------|
| Koeffizient    | 279,83  | 23,83    | -40,77  | -10,49   | 3,20           | 2,41              | 7,11           | -16,92     | 19,87   | -0,81      |
| Standardfehler | 13,36   | 5,15     | 5,15    | 5,15     | 5,24           | 5,24              | 5,24           | 7,42       | 7,42    | 7,42       |
| T              | 20,94   | 4,63     | -7,92   | -2,04    | 0,61           | 0,46              | 1,36           | -2,28      | 2,68    | -0,11      |
| Signifikanz    | 1,4E-13 | 2,4E-04  | 4,2E-07 | 0,06     | 0,55           | 0,65              | 0,19           | 0,04       | 0,02    | 0,91       |

$$R^2=0,86; \text{ RMS}=2,64$$

Tabelle 9: Koeffizienten und Maßzahlen für die Regression der Schmelzbadlänge

in den Daten erklärt. Daher wird ein Wert von  $< 0,05$  entsprechend  $< 5\%$  Wahrscheinlichkeit angestrebt. Ein Blick auf die Tabelle ergibt sofort, daß die gemischten Terme der zweifachen Wechselwirkungen mit  $T=0,46 \dots 1,36$  und Signifikanzen von  $0,19 \dots 0,65$  vernachlässigt werden können. Ebenso kann auf das quadratische Glied des Brennerabstands  $d_{Br}^2$  mit  $T = -0,11$  und einer Signifikanz von  $0,91$  verzichtet werden. Auch die Beträge der Koeffizienten sprechen für dieses Vorgehen, da genau diese Terme die geringsten Koeffizienten haben. In Tabelle 10 ist zu erkennen, daß diese Terme auch von der automatischen Anpassung durch das Programm RS/1 eliminiert wurden. Die übrigen Koeffizienten unterscheiden sich von denen in Tabelle 9, da diese durch den Wegfall der nicht-signifikanten Terme neu angepasst werden mussten und andererseits die Werte auf nicht-skalierten Eingangswerten beruhen, um sie ohne Transformation direkt verwenden zu können. Bemerkenswert ist, daß die reduzierte Gleichung mit  $R^2=0,84$  und  $\text{RMS}=2,89$  nur geringfügig schlechter als die vollständige Regression beurteilt wird.

In Tabelle 10 sind alle berechneten Werte für die Regressionskoeffizienten zusammengefasst, wobei nicht nur die Blechdicken, sondern auch die Stahlsorten getrennt betrachtet wurden. Für die Größen  $l$ ,  $b$ ,  $h$  und  $w$  der Schmelz-, Naht- und WEZ-Geometrie sind erwartungsgemäß keine systematischen Abweichungen zu beobachten, die außerhalb der Versuchs- und Messungenauigkeit liegen. Daher können für diese Größen auch die entsprechenden Mittelwerte z.B. für allgemeinere werkstoffunspezifische Aussagen verwendet werden. Leere Zellen bedeuten dabei einen Wert von Null, da der zugehörige Term als nicht signifikant erkannt und eliminiert wurde. Zu erwähnen ist hierbei, daß die Entfernung von Termen unter Beachtung der Ordnungshierarchie durchgeführt wurde, d.h. ein linearer Term wurde auch bei niedriger Signifikanz erst dann entfernt, wenn seine Terme 2. Ordnung (zweifache Wechselwirkung und quadratisch) ebenfalls eliminiert wurden. So kann es vorkommen, daß auch weniger relevante lineare Terme beibehalten wurden. Einige Regressionen wurden auch mit weniger als 27 Werten aufgestellt, wenn einzelne Schweißergebnisse mit hoher Schweißgeschwindigkeit bei niedriger Drahtzufuhr nicht messbare Größen zur Folge hatten. Wegen der erwähnten hohen Redundanz ist dies für Aufstel-

lung der Regressionen unproblematisch, allerdings ist Vorsicht bei Verwendung der Ergebnisse für niedrige Nahtfüllungen angebracht.

Interessanterweise sind vor allem die gemischten Terme der zweifachen Wechselwirkungen und zahlreiche quadratische Terme entfernt worden. Dies bedeutet, daß die gemessenen Parameter zumindest in weiten Teilen ein nahezu lineares Verhalten zeigen. Im Hinblick auf das Bestimmtheitsmaß ist zu erkennen, daß die Schmelzbadlänge im Vergleich zu den anderen geometrischen Parametern etwas schlechter approximierbar ist. Noch schwieriger war dies allerdings für die Härtewerte, deren Bestimmtheitsmaße teilweise sogar unter der normalerweise vertretbaren Grenze von  $R^2=0,7$  liegen, so daß die dazugehörigen Regressionen als eine sehr grobe Generalisierung der Härteausbildung angesehen werden müssen. Teilweise mussten hier sogar Ausreißer entfernt werden, da sich sonst sogar Bestimmtheitsmaße kleiner 0,5 ergaben. Gründe für die schlechte Approximierbarkeit sind zum einen größere mögliche Messfehler im Vergleich zu den reinen Längenmessungen, aber auch eine größere Sensibilität der Härteausbildung auf Schwankungen der Prozeßparameter und zufällige Störgrößen.

|        |           | const  | $v_{dr}$ | $v_S$ | $d_{br}$ | $v_{Dr} * v_S$ | $v_{dr} * d_{br}$ | $v_S * d_{Br}$ | $v_{dr}^2$ | $v_S^2$ | $d_{br}^2$ | $R^2$ | RMS   |
|--------|-----------|--------|----------|-------|----------|----------------|-------------------|----------------|------------|---------|------------|-------|-------|
| 6-355  | l         | 17,09  | 7,65     | -0,48 | -0,83    |                | 0,11              |                | -0,51      |         |            | 0,86  | 2,70  |
|        | b         | 27,57  | 1,21     | -0,70 | -0,50    | 0,04           | 0,07              |                | -0,17      |         |            | 0,93  | 1,33  |
|        | h         | 1,34   | 0,57     | -0,20 | 0,06     |                |                   | -0,003         |            | 0,002   |            | 0,96  | 0,34  |
|        | w         | 15,08  | 0,22     | -0,57 |          |                |                   |                |            | 0,006   |            | 0,92  | 0,64  |
|        | $H_{SG}$  | 139,38 | 7,53     | 1,04  | 3,60     |                |                   |                | -0,68      |         | -0,14      | 0,85  | 5,02  |
|        | $H_{max}$ | 148,23 |          | 1,28  | 10,39    |                |                   |                |            |         | -0,46      | 0,72  | 9,92  |
| 6-460  | l         | 19,70  | 2,65     | -0,36 | 0,31     |                |                   |                |            |         |            | 0,83  | 2,89  |
|        | b         | 16,53  | 6,63     | -0,76 | -1,21    |                | 0,24              | 0,03           | -0,62      |         | -0,05      | 0,86  | 2,50  |
|        | h         | -1,34  | 0,58     | -0,09 | 0,12     |                |                   |                |            |         |            | 0,87  | 0,62  |
|        | w         | 10,09  | 0,56     | -0,43 | 0,15     | -0,01          |                   |                |            | 0,006   |            | 0,93  | 0,60  |
|        | $H_{SG}$  | 265,89 | -7,17    | 1,04  | -11,14   |                | 0,60              |                |            |         | 0,37       | 0,63  | 15,02 |
|        | $H_{max}$ | 492,53 | -38,86   | -6,84 |          |                |                   |                | 2,31       | 0,156   |            | 0,84  | 15,51 |
| 8-355  | l         | 42,50  | 9,01     | -1,27 | -0,21    |                |                   |                | -0,64      | 0,009   |            | 0,84  | 2,52  |
|        | b         | 10,33  | 5,80     | -0,47 | 0,07     |                |                   |                | -0,47      | 0,003   |            | 0,93  | 0,88  |
|        | h         | 2,66   | 0,75     | -0,20 | 0,29     |                |                   |                |            | 0,001   | -0,01      | 0,95  | 0,41  |
|        | w         | 10,01  | -0,08    | -0,19 |          |                |                   |                |            | 0,001   |            | 0,93  | 0,26  |
|        | $H_{SG}$  | 177,03 | -1,26    | 0,76  | 0,65     |                |                   |                |            |         |            | 0,74  | 7,46  |
|        | $H_{max}$ | 200,46 | -5,82    | 1,57  | 3,54     |                |                   | -0,07          |            |         |            | 0,62  | 12,78 |
| 8-460  | l         | 33,65  | 1,43     | -0,21 | 0,19     |                |                   |                |            |         |            | 0,72  | 2,69  |
|        | b         | 0,94   | 5,08     | -0,09 | 0,32     |                |                   | -0,01          | -0,42      |         |            | 0,87  | 1,05  |
|        | h         | 12,26  | -0,22    | -0,17 | -0,86    |                | 0,06              |                |            | 0,001   | 0,02       | 0,93  | 0,42  |
|        | w         | 6,94   | 0,77     | -0,18 |          |                |                   |                | -0,07      | 0,001   |            | 0,91  | 0,28  |
|        | $H_{SG}$  | 130,34 | 27,50    | 0,91  |          | -0,08          |                   |                | -2,10      |         |            | 0,60  | 7,37  |
|        | $H_{max}$ | 334,47 | -6,70    | -0,06 | -3,36    |                |                   | 0,07           |            |         |            | 0,67  | 13,37 |
| 10-355 | l         | -15,12 | 16,37    | 0,04  | 0,68     |                | 0,15              |                | -1,46      | -0,013  | -0,06      | 0,91  | 2,53  |
|        | b         | 26,15  | 3,22     | -0,87 | -0,29    |                | 0,05              |                | -0,31      | 0,008   |            | 0,95  | 0,83  |
|        | h         | 4,67   | 1,12     | -0,23 | -0,54    |                |                   |                |            | 0,001   | 0,02       | 0,99  | 0,27  |
|        | w         | 12,79  | 1,06     | -0,40 | -0,48    |                |                   |                | -0,09      | 0,004   | 0,02       | 0,95  | 0,37  |
|        | $H_{SG}$  | 152,08 |          | 0,77  | 3,41     |                |                   |                |            |         | -0,15      | 0,64  | 6,53  |
|        | $H_{max}$ | 196,01 |          | -1,36 | 3,30     |                |                   |                |            | 0,028   | -0,14      | 0,90  | 3,04  |
| 10-460 | l         | 10,29  | 12,35    | -0,44 |          |                |                   |                | -0,90      |         |            | 0,76  | 3,41  |
|        | b         | 11,69  | 5,24     | -0,34 |          |                |                   |                | -0,44      |         |            | 0,87  | 1,50  |
|        | h         | 2,01   | 0,91     | -0,33 | 0,31     |                |                   |                |            | 0,003   | -0,01      | 0,95  | 0,48  |
|        | w         | 10,47  | 0,84     | -0,43 | 0,15     |                |                   | -0,003         | -0,08      | 0,005   |            | 0,92  | 0,43  |
|        | $H_{SG}$  | 223,35 | -8,75    | 0,05  | 3,97     | 0,14           |                   |                |            |         | -0,17      | 0,89  | 4,73  |
|        | $H_{max}$ | 267,92 | -15,36   | -0,59 | 13,91    | 0,26           |                   |                |            |         | -0,57      | 0,89  | 7,09  |

Tabelle 10: Ermittelte Regressionskoeffizienten, Bestimmtheitsmaße und mittlere quadratische Fehler

In den Abbildungen 22, 23 und 24 sind für die Stahlsorte S355, Blechdicke 8 mm, beispielhaft die Einflüsse von Schweißgeschwindigkeit und Drahtzufuhr auf die Schmelzbad- und Nahtgeometrie, die Breite der Wärmeeinflußzone und die Härteausbildung in Schweißgut und WEZ zu erkennen. Der Einfluß des Brennerabstands ist hier wegen seines vergleichsweise geringen Einflusses nicht berücksichtigt, so daß für alle Diagramme der konstante Wert des mittleren Brennerabstands von  $d_{Br}=12$  mm gewählt wurde.

Für die Schmelzbadlänge ist festzustellen, daß diese mit wachsender Drahtzufuhr zunimmt und mit erhöhter Schweißgeschwindigkeit abnimmt, wobei die Werte bei hohen Eingangsgrößen (rechtes oberes viertel des Diagramms) eine gewisse Sättigung erreichen und fast konstant zwischen 26 und 28 mm liegen. Die Schmelzbad- und Nahtbreite verhält sich ebenfalls reziprok zur Schweißgeschwindigkeit, zeigt aber ein ausgeprägtes nichtlineares Verhalten in Bezug auf die Drahtzufuhr. Hier nimmt die Breite zunächst zu, um bei höherer Masseneinbringung wieder abzufallen. Dies deckt sich mit den Beobachtungen, die schon bei den Auftragsschweißungen gemacht wurden (siehe 2.1, S. 16, Abb. 6 oben).

Die Nahthöhe steigt erwartungsgemäß mit höherer Drahtzufuhr und sinkt mit größerer Schweißgeschwindigkeit, wobei vor allem letztere eine gewisse Nichtlinearität bewirkt. Die Breite der Wärmeeinflußzone weist fast im gesamten Parameterfeld ein stark lineares Verhalten auf, wie an den parallelen Isolinien zu erkennen ist. Der negativ korrelierte Einfluß der Schweißgeschwindigkeit ist dabei dominant, während die Drahtzufuhr eine vergleichsweise schwache Wirkung hat. Diese ist bemerkenswerterweise sogar abschwächend auf die WEZ-Breite, was durch die Konzentration der Energieeinbringung auf die Oberseite des Blechs bei erhöhter Massenzufuhr und daraus resultierender Nahtüberhöhung erklärt werden kann.

Die Betrachtung der Härtewerte zeigt, daß diese mit zunehmender Schweißgeschwindigkeit steigen, offensichtlich bedingt durch die höheren Abkühlgeschwindigkeiten, welche die Ausbildung härterer Gefügestrukturen zur Folge haben. Die Drahtzufuhr ist hier ein entgegengesetzt wirkender Einflußfaktor, da die höhere Energieeinbringung längere Abkühlzeiten und weniger harte Gefüge verursacht. In Abb. 25 ist die Umwertung der Härtewerte nach Vickers für Prüfkraft  $\geq 98$  N in Zugfestigkeiten gemäß DIN 50 150 dargestellt. Durch die aufgestellte Regression können die Zugfestigkeiten der Schweißungen direkt aus den Härtewerten ermittelt werden.

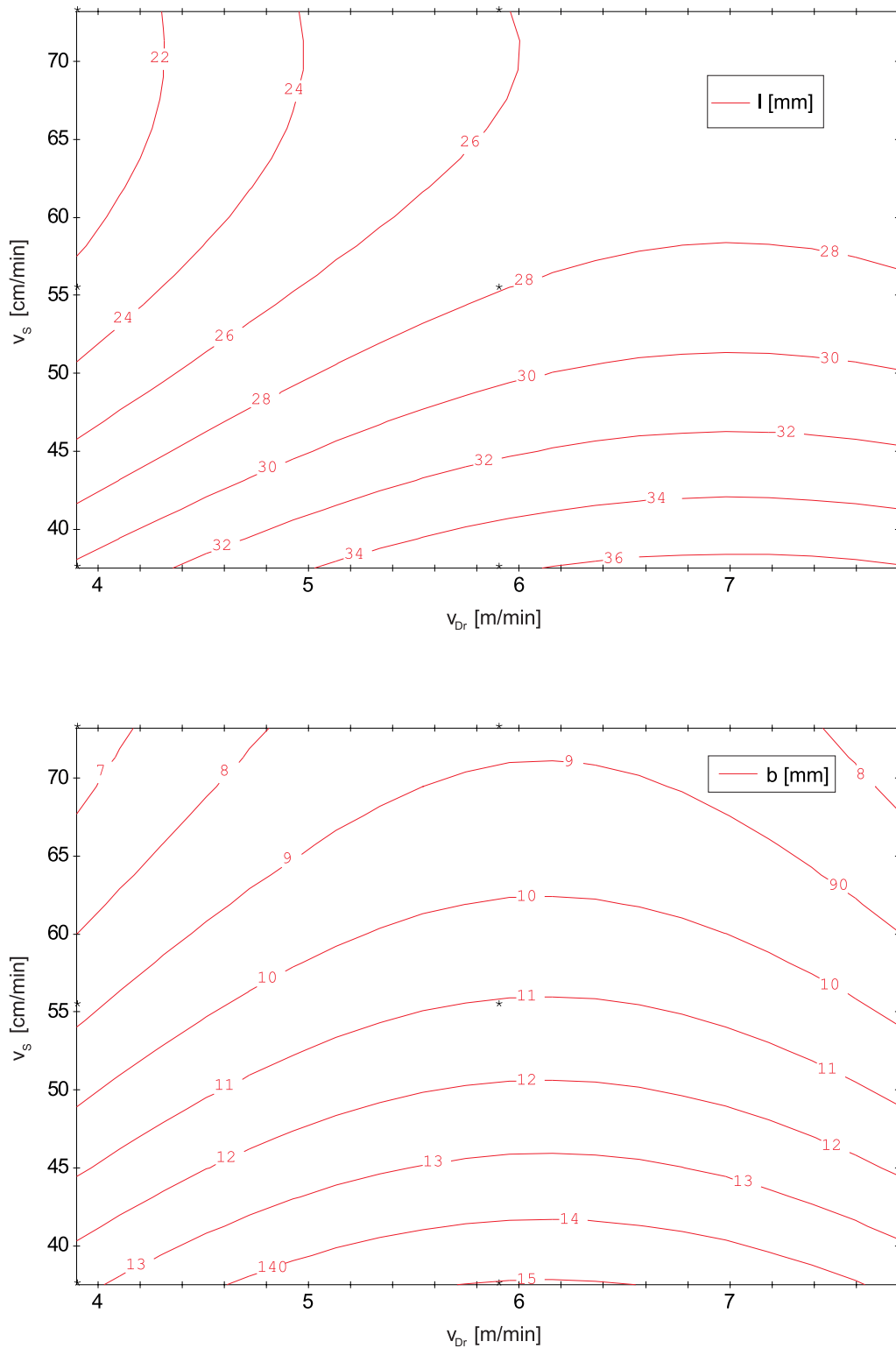


Abbildung 22: Länge  $l$  und Breite  $b$  des Schmelzbades abhängig von Drahtzufuhr  $v_{Dr}$  und Schweißgeschwindigkeit  $v_S$  bei konstantem Brennerabstand  $d_{Br} = 12$  mm; Werkstoff S355, 8 mm

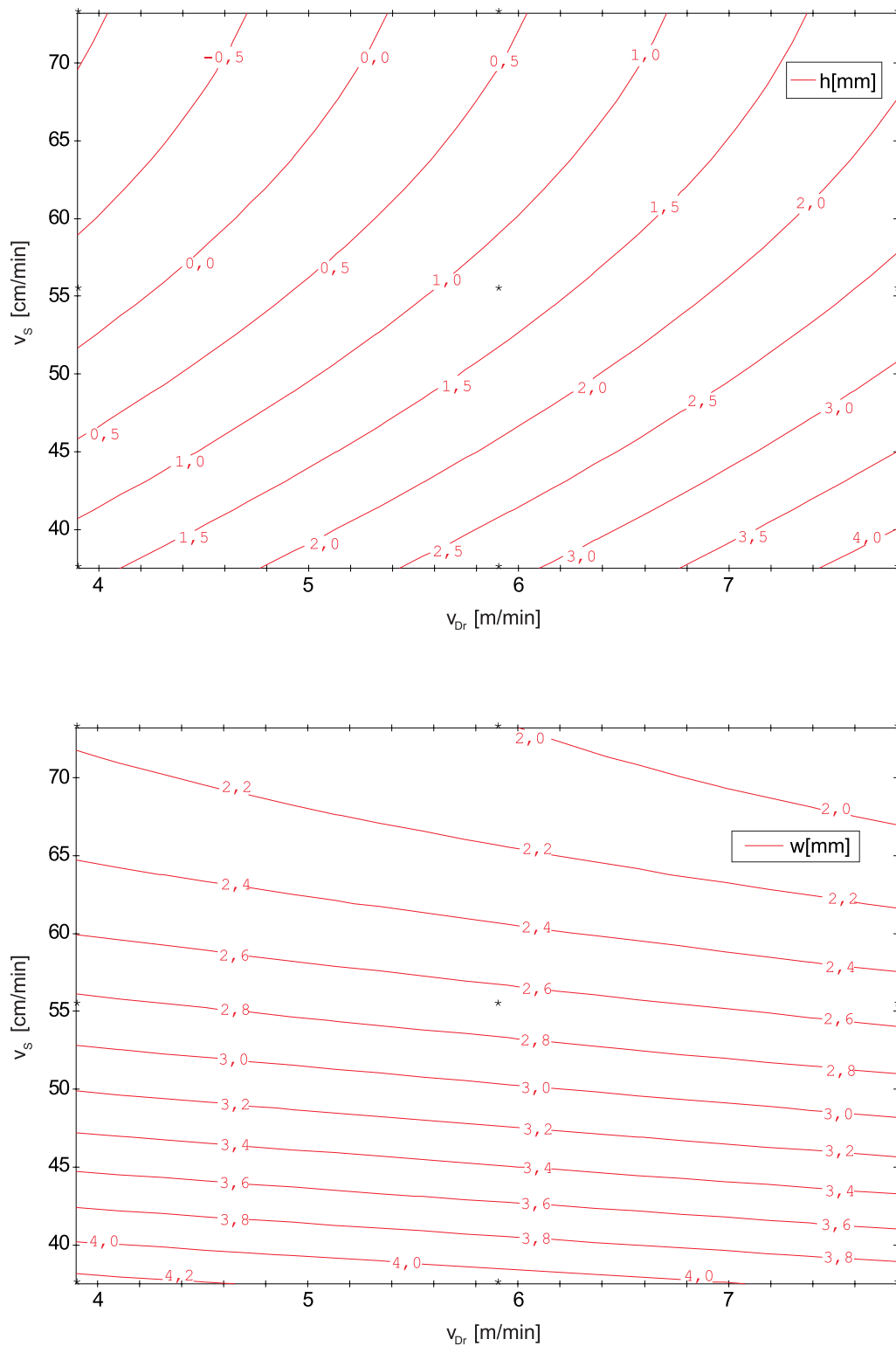


Abbildung 23: Nahthöhe  $h$  und Breite  $w$  der Wärmeeinflußzone abhängig von Drahtzufuhr  $v_{Dr}$  und Schweißgeschwindigkeit  $v_S$  bei konstantem Brennerabstand  $d_{Br} = 12$  mm; Werkstoff S355, 8 mm

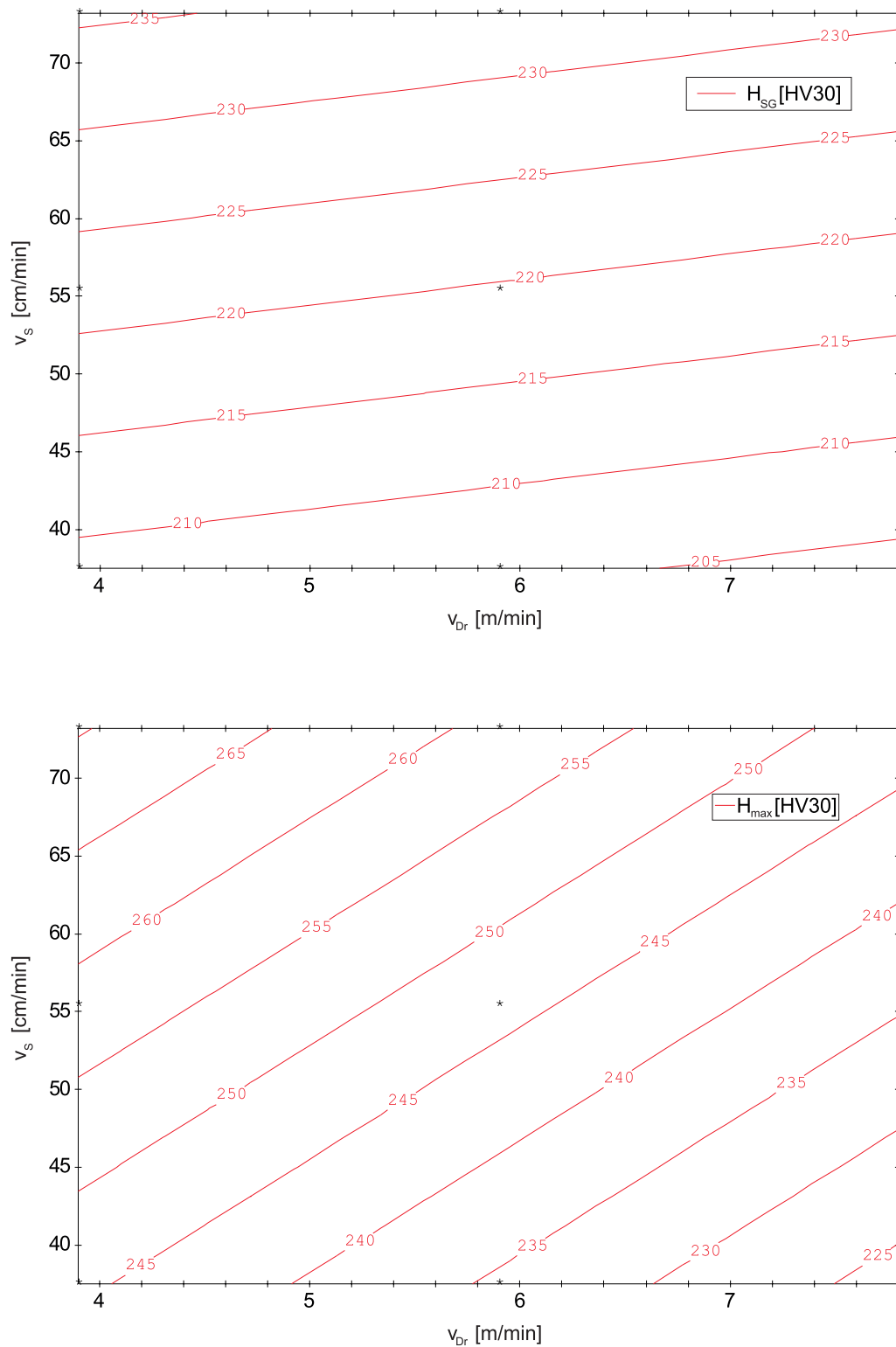


Abbildung 24: Härte  $H_{SG}$  im Schweißgut und maximale Härte  $H_{max}$  in der Wärmeeinflußzone abhängig von Drahtzufuhr  $v_{Dr}$  und Schweißgeschwindigkeit  $v_S$  bei konstantem Brennerabstand  $d_{Br} = 12$  mm; Werkstoff S355, 8 mm



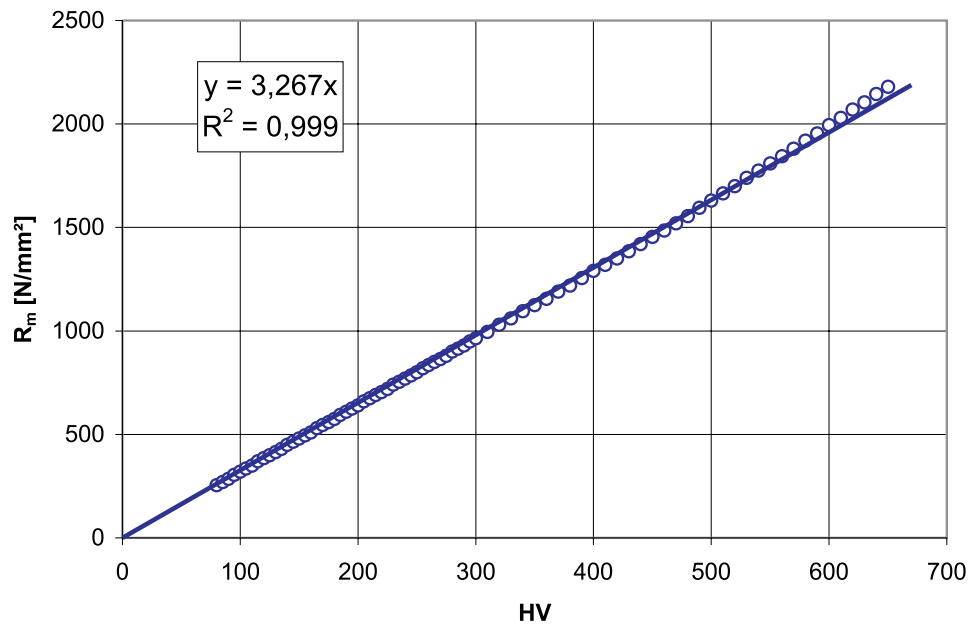


Abbildung 25: Umwertung der Härtewerte HV (Prüfkraft  $\geq 98\text{N}$ ) auf die Zugfestigkeit nach DIN 50 150 und abgeleitete Regressionsgleichung

#### 2.5.4 Abkühlzeit $t_{8/5}$ von 800 auf 500°C

Die Abkühlzeit von 800 auf 500°C, kurz  $t_{8/5}$ , ist eine in der Schweißtechnik häufig benutzte Kennzahl, die u.a. zur Vorhersage des ausgebildeten Gefüges verwendet wird. Sie wird deshalb eingesetzt, da sich in diesem Temperaturbereich die wichtigsten Umwandlungsvorgänge bei der Abkühlung vollziehen, insbesondere der Übergang vom austenitischen zum ferritischen Gefüge mit der einhergehenden Veränderung der Gitterstruktur.

Die Bestimmung der  $t_{8/5}$ -Zeiten wurde mittels des erstellten Programms OUTKONV aus den Thermographieaufnahmen durchgeführt. Da sich die Werte recht inhomogen verteilten, wurden jeweils die minimale und maximale  $t_{8/5}$ -Zeit einer Schweißung bestimmt. Aufgrund der Erfahrungen aus Kap. 2.5.3 wurde eine vom Brennerabstand unabhängige Darstellung über Regressionsgleichungen angestrebt. Daß dies gerechtfertigt ist, ist in der Darstellung der minimalen  $t_{8/5}$ -Zeiten in Abb. 26 zu erkennen, welche auf den Werten aus Tabelle 11 beruht. Die starke Parallelität der Isolinien zur Achse des Brennerabstands zeigt die weitgehende Unabhängigkeit der  $t_{8/5}$ -Zeiten von diesem Parameter, während Drahtzufuhr und Schweißgeschwindigkeit wesentlich größeren Einfluß haben.

Die ermittelten Regressionskoeffizienten für die minimalen und maximalen  $t_{8/5}$ -Zeiten der einzelnen Blechdicken und Stahlsorten unabhängig vom Brennerabstand sind in Tabelle 12 auf-

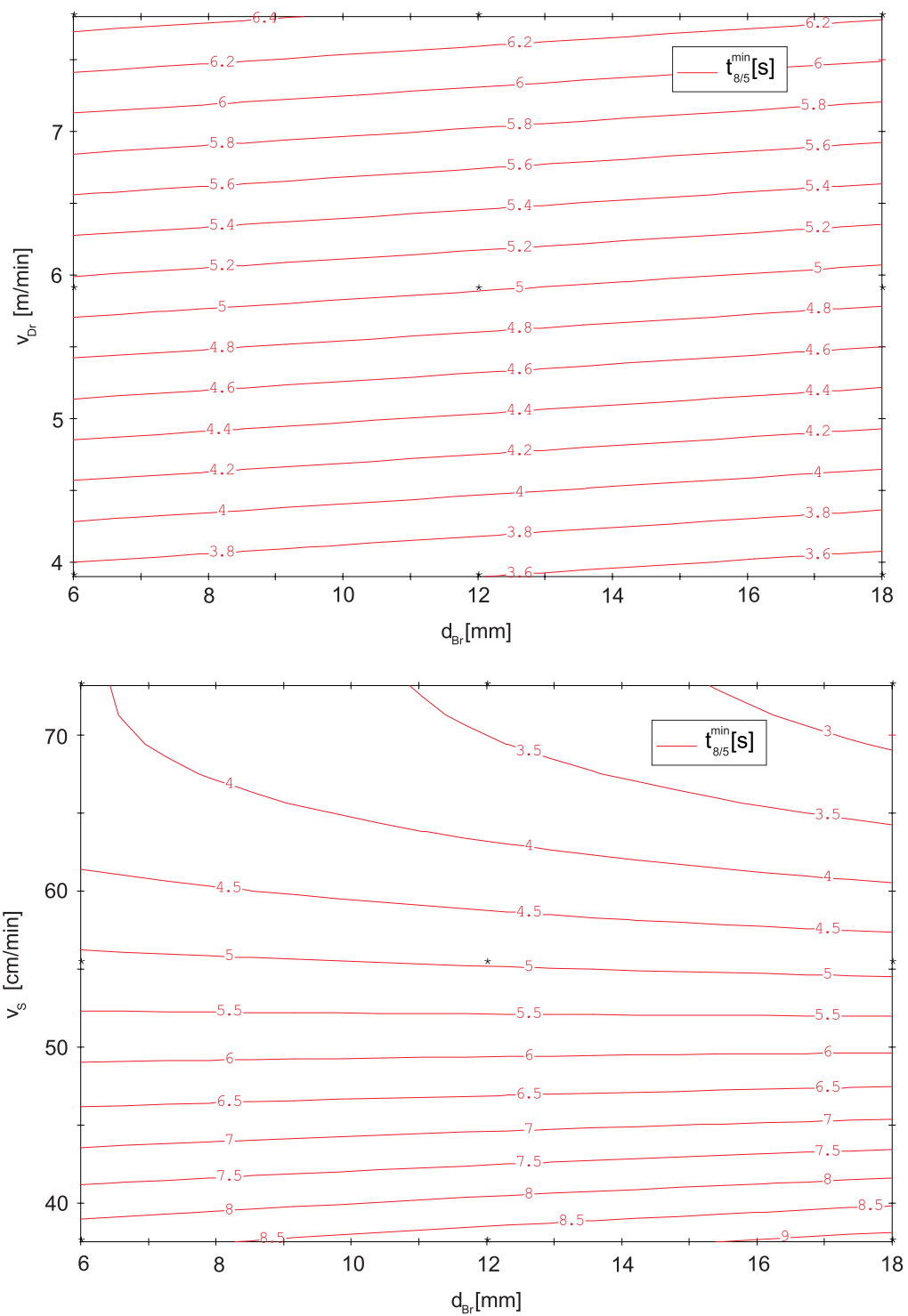
|                 | const  | $v_{dr}$ | $v_S$  | $d_{br}$ | $v_{Dr} * v_S$ | $v_{dr} * d_{br}$ | $v_S * d_{Br}$ | $v_{dr}^2$ | $v_S^2$ | $d_{br}^2$ | $R^2$ | RMS   |
|-----------------|--------|----------|--------|----------|----------------|-------------------|----------------|------------|---------|------------|-------|-------|
| $t_{8/5}^{min}$ | 10,080 | 1,813    | -0,352 | 0,263    | -0,020         | -                 | -0,005         | -          | 0,003   | -          | 0,919 | 0,857 |
| $t_{8/5}^{max}$ | 10,964 | 2,137    | -0,051 | -0,070   | -0,026         | -                 | -              | -          | -       | 0,028      | 0,887 | 1,250 |

Tabelle 11: Regressionskoeffizienten für minimale und maximale  $t_{8/5}$ -Zeiten mit Berücksichtigung des Brennerabstands für S460, 8 mm

|        |                 | const | $v_{dr}$ | $v_S$  | $v_{dr} * v_S$ | $v_{dr}^2$ | $v_S^2$ | $R^2$ | RMS   |
|--------|-----------------|-------|----------|--------|----------------|------------|---------|-------|-------|
| 6-355  | $t_{8/5}^{min}$ | 30,21 | 2,782    | -1,535 | -0,057         |            | 0,021   | 0,985 | 1,156 |
|        | $t_{8/5}^{max}$ | 45,01 | 5,408    | -2,511 | -0,121         |            | 0,037   | 0,979 | 2,221 |
| 6-460  | $t_{8/5}^{min}$ | 32,69 | 3,224    | -1,775 | -0,068         |            | 0,026   | 0,987 | 1,092 |
|        | $t_{8/5}^{max}$ | 39,15 | 4,457    | -1,909 | -0,097         |            | 0,027   | 0,978 | 2,029 |
| 8-355  | $t_{8/5}^{min}$ | 13,38 | 1,953    | -0,463 | -0,022         |            | 0,004   | 0,893 | 0,974 |
|        | $t_{8/5}^{max}$ | 24,86 | 1,478    | -0,672 | -0,017         |            | 0,005   | 0,911 | 1,086 |
| 8-460  | $t_{8/5}^{min}$ | 13,10 | 1,902    | -0,418 | -0,021         |            | 0,004   | 0,898 | 0,916 |
|        | $t_{8/5}^{max}$ | 8,17  | 2,125    | -0,065 | -0,026         |            |         | 0,837 | 1,570 |
| 10-355 | $t_{8/5}^{min}$ | 5,74  | 9,396    | -0,961 | 0,066          | -0,457     | 0,012   | 0,986 | 1,178 |
|        | $t_{8/5}^{max}$ | 14,65 | 11,430   | -1,295 | -0,083         | -0,581     | 0,015   | 0,982 | 1,684 |
| 10-460 | $t_{8/5}^{min}$ | 23,10 | 2,390    | -0,984 | -0,034         |            | 0,011   | 0,991 | 0,634 |
|        | $t_{8/5}^{max}$ | 37,14 | 3,472    | -1,671 | 0,064          |            | 0,021   | 0,989 | 0,852 |

Tabelle 12: Regressionskoeffizienten für minimale und maximale  $t_{8/5}$ -Zeiten ohne Berücksichtigung des Brennerabstands

geführt. Für die getrennte Aufführung der Stahlsorten gelten die gleichen Aussagen wie für Tab. 10 aus 2.5.3. Der Vergleich mit Tabelle 11 ergibt für die Werte von  $t_{8/5}^{min}$  der Sorte S460 mit 8 mm Blechdicke, daß die Koeffizienten trotz Wegfalls des Brennerabstands fast unverändert geblieben sind, wodurch die gemachte Vereinfachung nochmals bestätigt wird. Der Blick auf die Werte der Koeffizienten läßt wiederum ein stark lineares Verhalten vermuten mit positiver Korrelation zu  $v_{Dr}$  und negativer zu  $v_S$ . In der graphischen Darstellung der Regressionsergebnisse für S460, 8 mm in Abb. 27 sind daher erwartungsgemäß ein Ansteigen der Abkühlzeiten für erhöhte Draht- und Energiezufuhr, sowie ein Abfallen für höhere Schweißgeschwindigkeiten zu beobachten. Die maximale  $t_{8/5}$ -Zeit ist dabei sogar fast ausschließlich von der Schweißgeschwindigkeit abhängig.

Abbildung 26: Abhängigkeit der minimalen  $t_{8/5}$ -Zeit vom Brennerabstand (S460, 8 mm)

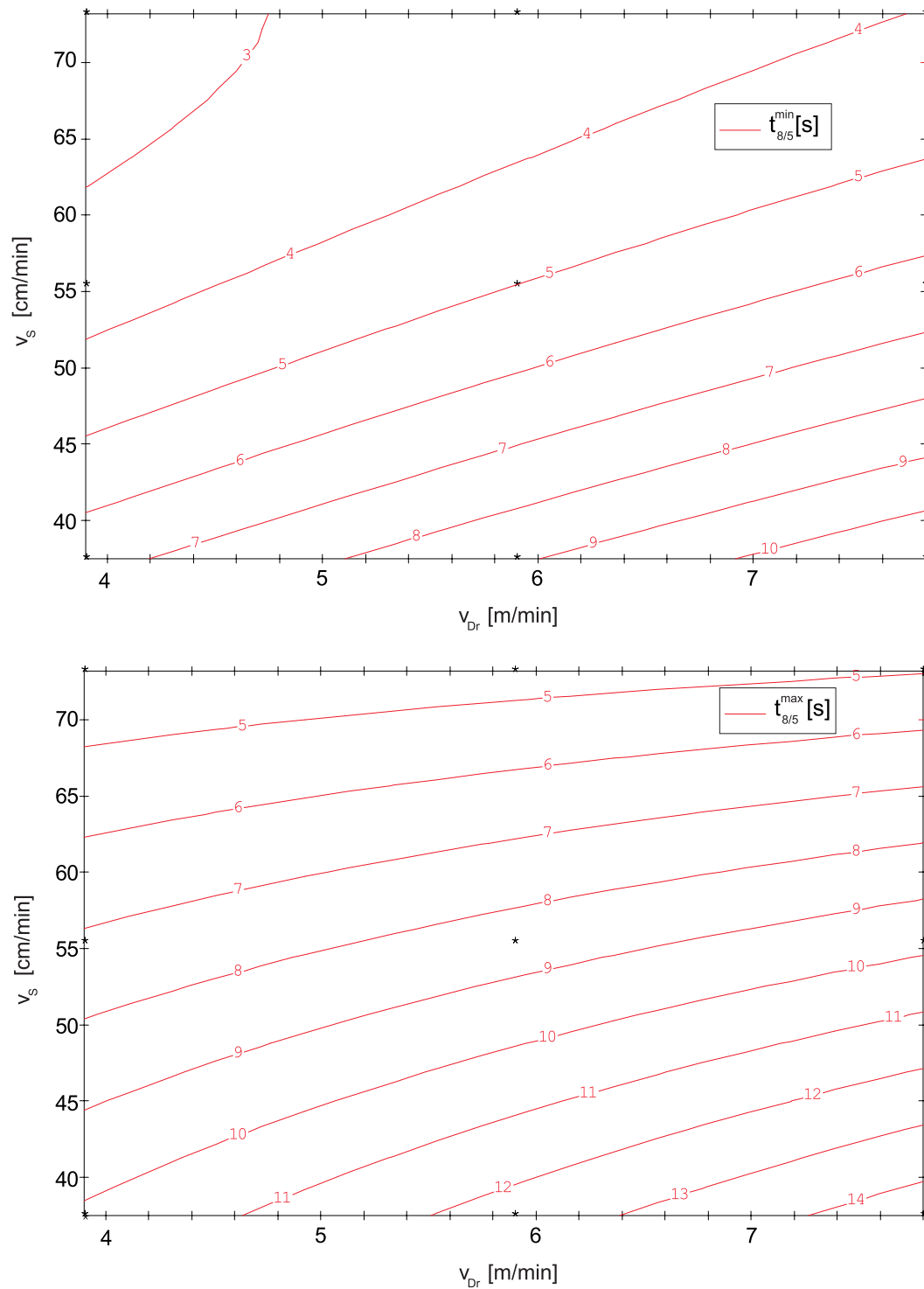


Abbildung 27: Einfluß von Drahtzufuhr und Schweißgeschwindigkeit auf die minimale und maximale Abkühlzeit von 800 auf 500°C ohne Berücksichtigung des Brennerabstandes (S460, 8 mm)

## 2.6 Gefügeausbildung

### 2.6.1 Metallurgische Grundlagen

Die Energieeinbringung während des Schweißvorgangs bewirkt Änderungen des ursprünglichen Gefüges, wie es im Grundwerkstoff vorliegt. Die Änderungen sind dabei im wesentlichen auf die Wärmeeinflußzone – kurz WEZ – begrenzt, die sich als der Bereich definiert, der durch den Schweißvorgang auf Temperaturen oberhalb  $A_{c1}$ <sup>7</sup>, also ungefähr 730°C für Stahl, erwärmt wurde. Unabhängig davon bildet das Schweißgut als Mischung von Zusatzmaterial und aufgeschmolzenem Grundwerkstoff bei der Erstarrung aus dem schmelzflüssigen Bereich ein neues Gußgefüge aus.

Die wesentlichen Zusammenhänge mit dem Eisen-Kohlenstoff-Zustandsdiagramm sind in Abb. 28 dargestellt. Neben dem Schweißgut sind in der WEZ folgende Zonen zu erkennen: ein kleiner Bereich unvollständigen Schmelzens, eine Grobkornzone, eine Feinkornzone und ein Bereich unvollständiger Umkristallisation, der Temperaturen zwischen  $A_{c1}$  und  $A_{c3}$  ausgesetzt war. Das Eisen-Kohlenstoff-Zustandsdiagramm zeigt allerdings nur Gleichgewichtszustände, die als Endzustände beim Halten konstanter Temperaturen über einen längeren Zeitraum eintreten. Die eigentliche Umwandlung bei einer bestimmten Temperatur kann isothermen Zeit-Temperatur-Umwandlungs-(ZTU)-Diagrammen entnommen werden. Tatsächlich ist die Gefügeausbildung aber nicht nur von der erreichten Spitzentemperatur, sondern auch von der Abkühlgeschwindigkeit und streng genommen auch von der Austenit-Verweilzeit – der Zeit über  $A_{c3}$  – abhängig. Um nun die Gefügeausbildung bei höheren Abkühlgeschwindigkeiten zu bestimmen, sind kontinuierliche ZTU-Diagramme ermittelt worden, in denen die Abkühlzeit berücksichtigt wird. Hierzu wird die Gefügeänderung bei Abkühlung von 800–850°C auf Raumtemperatur bei unterschiedlichen Abkühlgeschwindigkeiten und damit -zeiten festgestellt. Um die hohen Temperaturen beim Schweißen zu berücksichtigen, wurde dieses Konzept auf Schweiß-ZTU-Diagramme – SZTU – erweitert, die von einer erhöhten Austenitisierungstemperatur von 1300–1350°C ausgehen.

Abbildung 29 beinhaltet ein solches Diagramm für einen Feinkornbaustahl S355N. Im oberen Teil sieht man zunächst die chemische Zusammensetzung des untersuchten Werkstoffs, die neben der Temperaturgeschichte ebenfalls großen Einfluß auf die Gefügebildung hat. Daher können SZTU-Diagramme vermeintlich gleicher Werkstoffe nur bei Ähnlichkeit der Zusammensetzung verwendet werden. Für die mechanisch-technologischen Eigenschaften des Grundwerkstoffs sind daneben natürlich noch andere Faktoren im Herstellungsverfahren wie Wärmebehandlungen und Umformungen von Bedeutung, durch die z.B. die Zähigkeit und ggf. auch

---

<sup>7</sup>von „arrêter“: anhalten und „chauffage“: erwärmen (beides franz.): 1. Haltepunkt bei Erwärmung

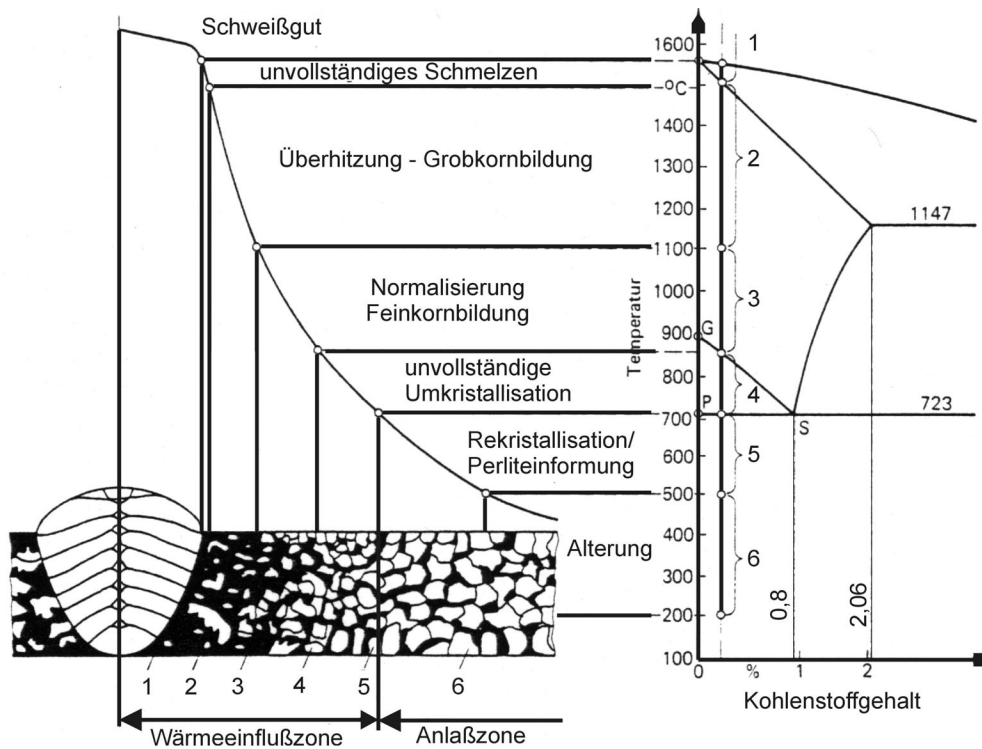


Abbildung 28: Zusammenhang zwischen Temperaturverlauf, Eisen-Kohlenstoff-Zustandsdiagramm und Gefügeausbildung beim Schweißen (nach [Lohrm])

die Schweißbeignung beeinflusst werden. Die Beschränkung auf die Größen chemische Zusammensetzung und Abkühlzeit stellt jedoch in der Regel eine tolerierbare Vereinfachung dar. Sollte dies nicht ausreichen muss im Zweifelsfall auf das spezielle werkstoffspezifische SZTU-Diagramm zurückgegriffen werden. Im unteren Teil des Diagramms sind verschiedene Abkühlkurven und die daraus resultierenden Gefüge dargestellt. Am Ende der Abkühlkurven befinden sich die Härtewerte des ausgebildeten Gefüges, im unteren Teil sind die Gesamtgefügeanteile abhängig von der  $t_{8/5}$ -Zeit und die dazugehörigen Härtewerte aufgeführt. Alternativ können auch die jeweils umgewandelten Anteile an den Schnittpunkten mit den Gefügegrenzlinien eingetragen sein.

Es ist zu erkennen, daß bei langen Abkühlzeiten ab mehreren Minuten hauptsächlich ferritisch-perlitisches Gefüge geringer Härte entsteht, sowie es auch im Grundwerkstoff vorliegt. Bei Verkürzung der Abkühlzeit verringern sich die Anteile von Ferrit und Perlit zugunsten des Zwischenstufengefüges Bainit, wobei auch ein größer werdender Anteil Martensit zu beobachten ist. Bei schnellem Abkühlen – hier  $t_{8/5} < 10$  s – verdrängt der Martensit immer mehr den Bainit, um bei extrem kurzen Abkühlzeiten von nur wenigen Sekunden fast 90% des Gefüges auszumachen.

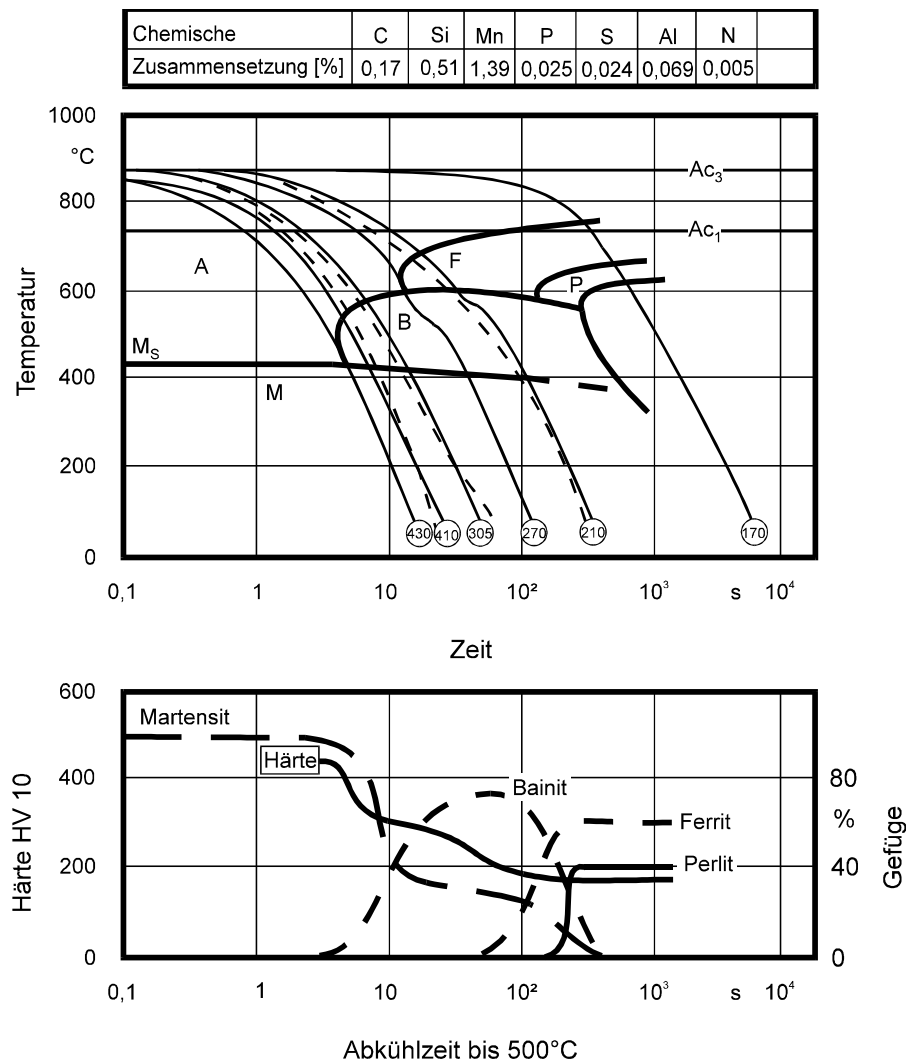


Abbildung 29: Kontinuierliches Schweiß-Zeit-Temperatur-Umwandlungsdiagramm für Feinkornbaustahl S355N (aus [ST2])

Mit den beschriebenen Gefügeveränderungen bei kürzeren Abkühlzeiten ist auch eine Härtesteigerung verbunden, die vor allem auf die Martensitbildung zurückgeführt werden kann. Dieser entsteht, wenn der Kohlenstoff beim Wechsel der Gitterstruktur von kubisch-flächenzentriertem Austenit zu kubisch-raumzentriertem Ferrit durch das schnelle Abkühlen an der Diffusion gehindert wird und nach dem Umklappvorgang im Ferritgitter „gefangen“ bleibt. Der Kohlenstoff verspannt dabei die Gitterstruktur derart, daß es zu einer Aufhärtung kommt. Obwohl Härte und Zugfestigkeit annähernd proportional zueinander sind (siehe Abb. 25, S. 51) ist die Aufhärtung durch Martensitbildung unerwünscht, da diese mit einer Versprödung des Werkstoffs einhergeht und die Bruchgefahr erhöht.

### 2.6.2 Eigenschaften der Grundwerkstoffe

Wie bereits erwähnt ist die chemische Zusammensetzung des Grundwerkstoffs ein entscheidender Einflußfaktor der Gefügeausbildung beim Schweißen, dessen Kenntnis auch im Hinblick auf die Simulation von großer Bedeutung ist. Die prozentualen Masseanteile der wichtigsten Elemente neben dem Eisen laut den Abnahmeprüfzeugnissen sind in Tabelle 13 aufgeführt. Der Kohlenstoffgehalt dieser Feinkornbaustähle beträgt ca. 0,15...0,18% mit der Ausnahme der S355-Bleche, 10 mm, mit einem niedrigerem Gehalt von ca. 0,08%. Die festeren S460-Sorten zeichnen sich vor allem durch einen erhöhten Anteil an Silizium, Mangan, Phosphor und Vanadium aus. Die Werte für den verwendeten Schweißdraht SG2, Werkstoffnr. 1.5125, wurden per Funkenerosion und Spektralanalyse bestimmt und wiesen insbesondere relativ niedrige Werte für C, Si und Mn auf.

In Abbildung 30 ist das Gefüge des Grundwerkstoffs, einmal für S355 (a) und für S460 (b) dargestellt. Deutlich ist das sogenannte *sekundäre Zeilengefüge* aus Ferrit (hell) und Perlit (dunkel) zu erkennen, welches während des Herstellungsprozesses durch Umformung (Walzen) und Wärmeeinfluß entsteht. Die namensgebende feine Körnung wird durch eine normalisierende Wärmebehandlung bei Temperaturen knapp über  $A_{c3}$  erreicht und hat günstige mechanische Eigenschaften wie eine hohe Zähigkeit zur Folge. Dementsprechend ist die Feinkörnigkeit beim festeren S460 noch ausgeprägter.

Die schließlich resultierenden mechanischen Eigenschaften sind in Tabelle 14 zusammengefasst. Die S460-Bleche zeichnen sich dabei sowohl durch eine höhere Streckgrenze  $R_e$  wie auch eine erhöhte Zugfestigkeit  $R_m$  aus. Die Bruchdehnung A in Prozent ist dagegen beim S355 etwas höher. Die Härte des Grundwerkstoffs ergab sich aus dem jeweiligen durchschnittlichen minimalen Wert der Messungen in Kap. 2.5.3 und korrespondiert gut mit der Umwertung aus Abb. 25, S. 51.

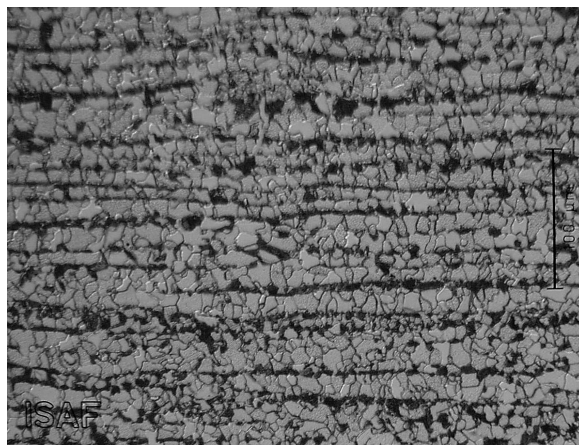
### 2.6.3 Qualitative Analyse

In Abbildung 32 sind die Gefügeausbildungen in der Wärmeeinflußzone und im Schweißgut eines S355 dargestellt. In Bild a) ist die äußere WEZ dargestellt, die sich durch eine erhebliche Kornfeinung vom Grundwerkstoff (vgl. Abb. 30a) abhebt. Die bisherige Zeilenstruktur ist zugunsten einer homogenen Strukturierung vollständig aufgelöst. Im weiteren Verlauf der WEZ ist eine Vergröberung der Kornstruktur zu erkennen, hier in einer Widmanstätten'schen Anordnung von Ferrit und Perlit, Bild b). Diese entsteht bei kohlenstoffarmen Stählen bei beschleunigter Abkühlung, wenn Ferrit in grobe Austenitkörner plattenförmig ausgeschieden wird [GRR], wodurch die typische grobnadelige Struktur innerhalb der ehemaligen Austenitkörner

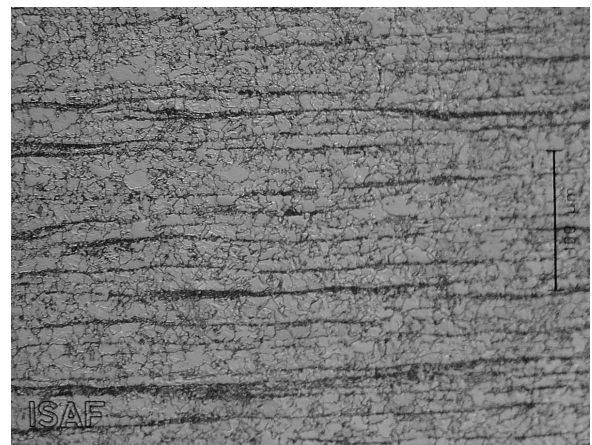


| Sorte | $d_{BI}$ [mm] | C     | Si    | Mn    | P     | S     | N     | Al    | Cu    | Cr    | Ni    | Mo    | V     | Ti    | Nb    |
|-------|---------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| P355N | 6             | 0,180 | 0,330 | 1,100 | 0,013 | 0,003 | 0,003 | 0,042 | 0,220 | 0,040 | 0,180 | 0,000 | 0,000 | 0,000 | 0,010 |
| P355N | 8             | 0,175 | 0,325 | 1,115 | 0,011 | 0,005 | 0,006 | 0,033 | 0,220 | 0,030 | 0,165 | 0,010 | 0,000 | 0,000 | 0,020 |
| S355M | 10            | 0,082 | 0,278 | 1,120 | 0,010 | 0,001 | 0,005 | 0,038 | 0,012 | 0,029 | 0,036 | 0,010 | 0,000 | 0,008 | 0,018 |
| P460N | 6             | 0,166 | 0,440 | 1,612 | 0,016 | 0,003 | 0,009 | 0,036 | 0,030 | 0,034 | 0,085 | 0,006 | 0,156 | 0,004 | 0,004 |
| S460N | 8             | 0,146 | 0,534 | 1,590 | 0,016 | 0,001 | 0,005 | 0,038 | 0,025 | 0,092 | 0,029 | 0,018 | 0,130 | 0,002 | 0,035 |
| P460N | 10            | 0,180 | 0,460 | 1,590 | 0,015 | 0,002 | 0,010 | 0,050 | 0,020 | 0,040 | 0,040 | 0,010 | 0,140 | 0,010 | 0,000 |
| SG2   | -             | 0,071 | 0,346 | 0,859 | 0,020 | 0,025 | 0,093 | 0,001 | 0,128 | 0,048 | 0,062 | 0,022 | 0,021 | 0,003 | 0,001 |

Tabelle 13: Chemische Zusammensetzungen der verwendeten Stähle und des Schweißdrahtes, Angaben in prozentualem Massenanteil



a)



b)

Abbildung 30: Gefüge des Grundwerkstoffs S355 (a) und S460 (b) (6 mm), Vergrößerung 250x, Maßstabsbalken 100  $\mu\text{m}$

| Sorte | $d_{BI}$ [mm] | $R_e$ [N/mm <sup>2</sup> ] | $R_m$ [N/mm <sup>2</sup> ] | A [%] | Härte [HV30] |
|-------|---------------|----------------------------|----------------------------|-------|--------------|
| P355N | 6             | 403                        | 536                        | 29    | 170          |
| P355N | 8             | 403                        | 536                        | 29    | 175          |
| S355M | 10            | 424                        | 487                        | 34    | 150          |
| P460N | 6             | 496                        | 624                        | 26    | 200          |
| S460N | 8             | 489                        | 621                        | 28    | 200          |
| P460N | 10            | 496                        | 624                        | 26    | 210          |

Tabelle 14: Mechanische Eigenschaften (Grundwerkstoff) der verwendeten Stähle

entsteht. An dieser Stelle sind außerdem schon Zwischenstufengefüge und Spuren von Martensit zu erwarten. In Bild c) ist der Übergangsbereich von WEZ (rechts) und Schmelzgut (links) mit der Zone unvollständigen Schmelzens rechts der gestrichelten Linie dargestellt. Daneben folgt der Bereich der WEZ mit den höchsten Anteilen an Martensit, zu erkennen an den ungeordneten hellen und dunklen Nadeln, sowie Bainit mit seinen gerichteten Ferritnadeln und länglichen Karbiden. In Bild d) ist ein Ausschnitt des Gußgefüges im Schweißgut mit den typischen großen Stengelkristallen, die in Erstarrungsrichtung ausgerichtet sind, dargestellt (man beachte hier die geringere Vergrößerung). Das Gefüge ist überwiegend perlitisch mit hellen Ferritsäumen, die teilweise Widmanstättensch in die Stengelkristalle hineinragen.

Diese Gefügeausbildungen sind im Prinzip auch bei den anderen Blechdicken und Schweißparametern eingetreten, je nach Breite der WEZ natürlich etwas anders verteilt. Eine Ausnahme bildeten die 10 mm-S355-Bleche, die wegen ihres geringeren Kohlenstoffgehalts kein typisch Widmannstättensches Grobkorngefüge ausgebildet haben, siehe Abb. 31a). Die Ergebnisse aus Abb. 32 können ebenfalls auf die S460-Bleche übertragen werden, wobei die feinkörnigere Struktur des Grundwerkstoffs zu ähnlichen Gefügeausbildungen, aber auf einer kleineren Größenskala führt, siehe Abb. 31b).

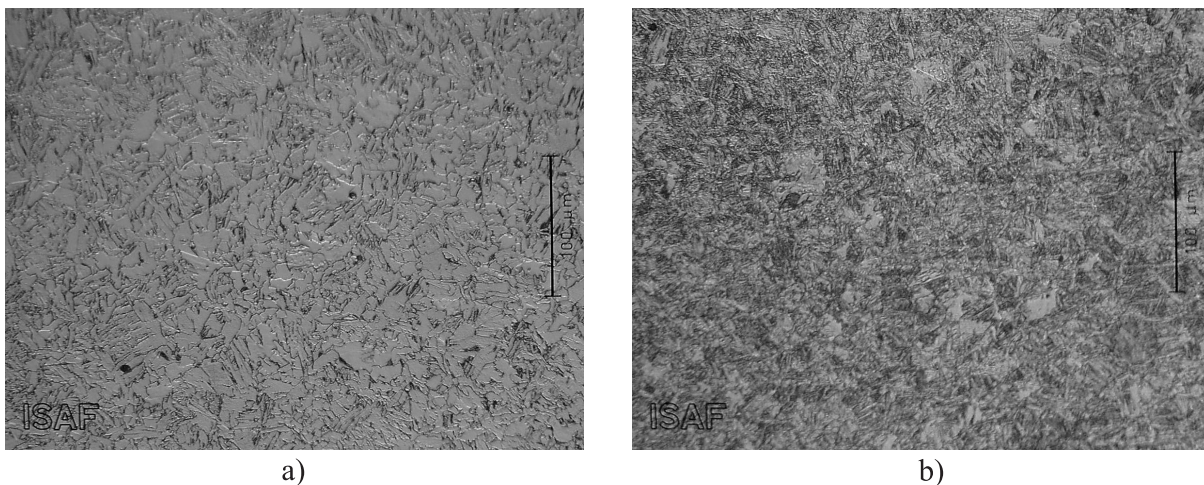


Abbildung 31: Gefüge in der Grobkornzone eines S355 (a) und S460 (b)



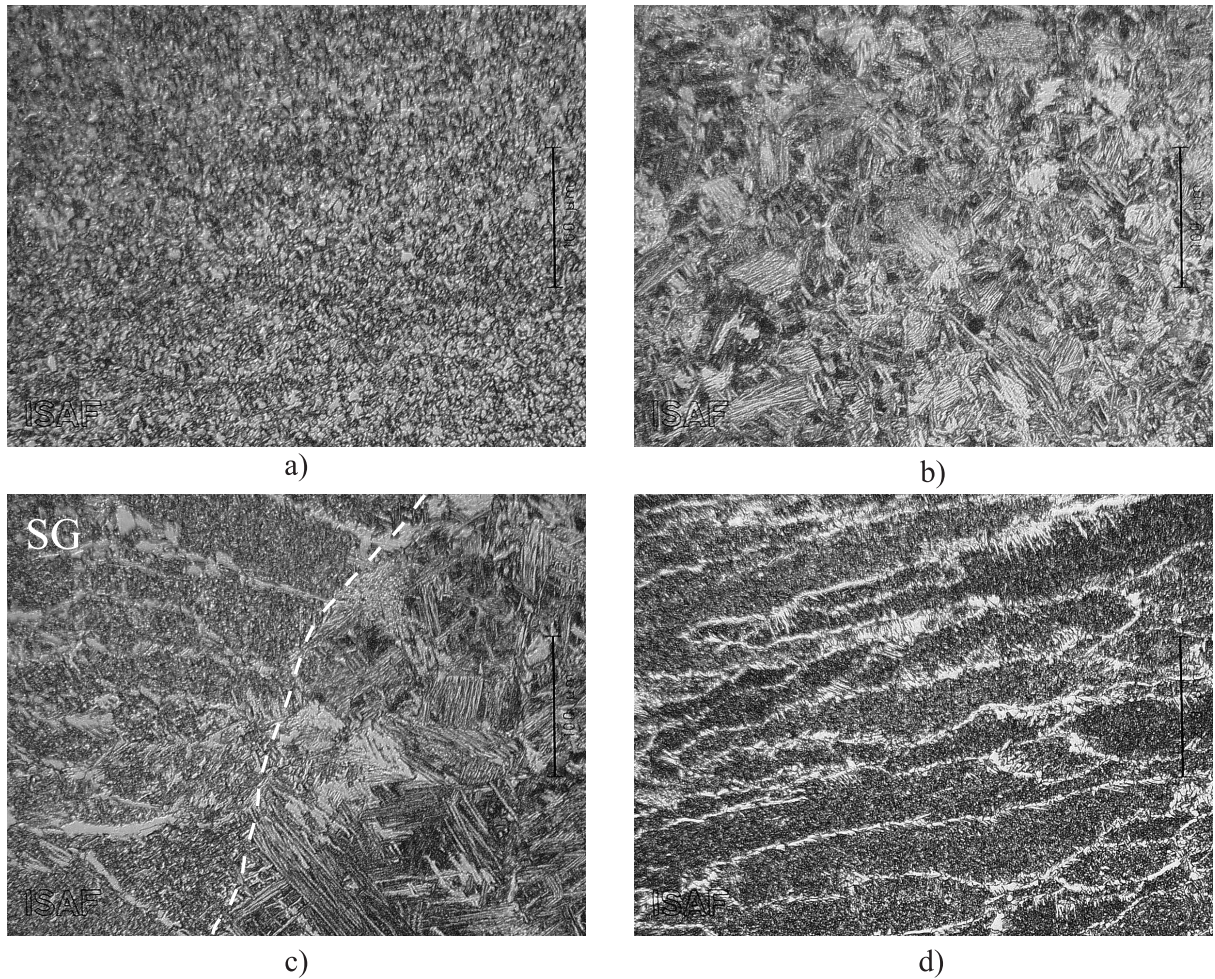


Abbildung 32: Gefüge von Wärmeeinflußzone und Schweißgut eines S355 (8 mm); Parameter:  $v_{Dr}=7,8$  m/min,  $v_S=55,4$  cm/min,  $d_{Br}=12$  mm,  $I=420$  A,  $U=30$  V; Vergrößerung 250x (a,b,c), 100x (d)

### 3 Modellbildung

#### 3.1 Temperaturfeld

##### 3.1.1 Wärmeleitungsgleichung

Der Kern einer Schweißsimulation ist die Temperaturfeldberechnung, siehe Abb. 3, S. 5, deren Grundlage wiederum die Wärmeleitungsgleichung ist. Diese läßt sich durch Betrachtung der Energiebilanz an einem infinitesimalen Volumenelement mit den Kantenlängen  $dx$ ,  $dy$ ,  $dz$  über der Zeit  $dt$  herleiten, siehe Abb. 33.

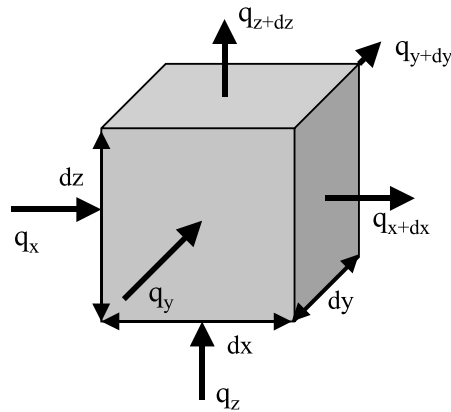


Abbildung 33: Wärmeflüsse am Volumenelement

An den Außenflächen des Elements werden durch Temperaturdifferenzen mit der Umgebung Wärmeflüsse  $q_i$  [W/m<sup>2</sup>] induziert. Die Änderung der Wärmemenge  $Q$  [J] in x-Richtung beträgt

$$\begin{aligned}
 dQ_x &= q_x dy dz dt - q_{x+dx} dy dz dt \\
 &= -dq_x dy dz dt \\
 &= -\frac{\partial}{\partial x} q_x dx dy dz dt
 \end{aligned} \tag{12}$$

sowie analog in y- und z-Richtung  $dQ_y = -\frac{\partial}{\partial y} q_y dx dy dz dt$  und  $dQ_z = -\frac{\partial}{\partial z} q_z dx dy dz dt$ .

Die Gesamtänderung der Wärmemenge ergibt sich damit zu

$$\begin{aligned} dQ &= dQ_x + dQ_y + dQ_z \\ &= - \left[ \frac{\partial}{\partial x} q_x + \frac{\partial}{\partial y} q_y + \frac{\partial}{\partial z} q_z \right] dx dy dz dt . \end{aligned} \quad (13)$$

Die Verknüpfung zwischen Temperaturdifferenz und Wärmefluß liefert das *Fourier'sche Wärmeleitungsgesetz*

$$q = -\lambda \cdot \frac{\partial}{\partial s} T \quad (14)$$

welches den Wärmestrom  $q$  über die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  [W/mK] mit dem Gradienten  $\partial/\partial s T$  [K/m] des Temperaturfeldes senkrecht zu den Isothermen verbindet. Anschaulich bedeutet dies, daß eine Temperaturdifferenz einen Wärmestrom von der wärmeren zur kälteren Region senkrecht zu Linien bzw. Flächen gleicher Temperatur bewirkt. Der Betrag ist dabei proportional zum Temperaturgradienten und der Wärmeleitfähigkeit. Einsetzen in (13) ergibt

$$dQ = - \left[ \frac{\partial}{\partial x} \left( -\lambda_x \cdot \frac{\partial}{\partial x} T \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( -\lambda_y \cdot \frac{\partial}{\partial y} T \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( -\lambda_z \cdot \frac{\partial}{\partial z} T \right) \right] dx dy dz dt . \quad (15)$$

Die Wärmeleitfähigkeit kann dabei orts-, zeit-, temperatur- und richtungsabhängig sein, letzteres angedeutet durch die Indizierung<sup>8</sup>. In isotropen Körpern mit richtungsunabhängigen Materialeigenschaften gilt  $\lambda_x = \lambda_y = \lambda_z = \lambda$ .

Die Änderung der Wärmemenge kann außerdem über den zeitlichen Temperaturgradienten  $\dot{T} = \partial/\partial t T$  in Verbindung mit der Dichte  $\rho$  [kg/m<sup>3</sup>] und der Spezifischen Wärmekapazität  $c$  [J/kg K] berechnet werden:

$$dQ = c \rho \dot{T} dt dx dy dz \quad (16)$$

Dies ergibt nun mit (15) die Wärmeleitungsgleichung

$$\begin{aligned} c \rho \dot{T} &= \nabla \cdot (\lambda \nabla T) \\ &= \operatorname{div} (\lambda \nabla T) \end{aligned} \quad (17)$$

mit dem Nabla-Operator  $\nabla f = \left( \frac{\partial}{\partial x_1} f, \dots, \frac{\partial}{\partial x_n} f \right)$  für  $f : \mathbb{R}^n \rightarrow \mathbb{R}$ , der den Ableitungsvektor bzw. Gradienten liefert und der Divergenz  $\operatorname{div} f = \sum_{i=1}^n \frac{\partial}{\partial x_i} f_i$  für  $f : \mathbb{R}^n \rightarrow \mathbb{R}^n$ .

---

<sup>8</sup>Die Indizierung nach den Hauptachsen ist in dieser Form nur für orthotrope Medien korrekt. Die Wärmeleitfähigkeit vollständig anisotroper Medien wird analog zu Normal- und Schubspannungen in der Mechanik über eine 3x3-Matrix angegeben.

Mit (17) sind bisher nur Wärmeänderungen durch bereits bestehende Temperaturdifferenzen beschrieben. Weitere Wärmequellen oder -senken können auf der rechten Seite durch einen zusätzlichen Volumenwärmestrom  $\dot{Q}$  [W/m<sup>3</sup>] zusammengefasst werden. Für die Schweißsimulation ist die Betrachtung bewegter Wärmequellen unverzichtbar. Die Relativbewegung zwischen Wärmequelle und Werkstück kann durch den zusätzlichen translatorischen Term  $-c\rho \cdot \vec{v} \cdot \nabla T$  berücksichtigt werden, der den Geschwindigkeitsvektor  $\vec{v} = [v_x, v_y, v_z]^T$  der Wärmequelle mit dem Temperaturgradienten  $\nabla T = [T_x, T_y, T_z]^T$  im Werkstück verbindet und eigentlich nur die spezielle Formulierung einer weiteren Wärmequelle darstellt. Das negative Vorzeichen läßt sich gut am Beispiel eines bewegten Werkstücks bei unbewegter Wärmequelle erklären, bei dem zu jedem Zeitpunkt Wärme durch den Massentransport des Werkstücks entgegengesetzt der relativen Wärmequellenbewegung abgeführt wird. Fasst man nun (17) mit den beschriebenen Erweiterungen zusammen, ergibt sich die *verallgemeinerte Form der Wärmeleitungsgleichung nach Fourier und Kirchhoff*:

$$\dot{T} = \frac{1}{c\rho} \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + \frac{\dot{Q}}{c\rho} - \vec{v} \cdot \nabla T \quad (18)$$

Hierbei handelt es sich um eine quasi-lineare parabolische partielle Differentialgleichung 2. Ordnung, die bei Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeiten von Wärmeleitfähigkeit und Spezifischer Wärmekapazität nichtlinear wird. Die Dichte kann dagegen als nahezu konstant angesehen werden, wie noch gezeigt wird.

Gleichung (18) stellt einen sehr allgemein gehaltenen Ansatz dar, der im Einzelfall gegebenenfalls wieder vereinfacht werden kann. Bei unbewegter Wärmequelle ( $\vec{v} = 0$ ) oder falls keine Wärmequellen vorliegen ( $\dot{Q} = 0$ ) kann das Problem u.U. wieder bis zum reinen Temperaturausgleich aus Gleichung (17) reduziert werden. Falls möglich, kann eine Beschränkung auf ein oder zwei Dimensionen (Stab, Platte) sinnvoll sein. Bei konstanter Wärmeleitfähigkeit vereinfacht sich  $\nabla \cdot (\lambda \nabla T)$  zu  $\lambda \Delta T$  mit dem Laplace-Operator  $\Delta f = \sum_{i=1}^n \frac{\partial^2}{\partial x_i^2} f_i$ . Interessiert nur das stationäre Temperaturfeld, welches einen Gleichgewichtszustand darstellt und daher keine zeitlichen Änderungen mehr auftreten, können (17) und (18) durch Setzen von  $\dot{T} = 0$  entsprechend vereinfacht werden. Den einfachsten Fall des stationären Zustands bei reinem Temperaturausgleich und konstantem  $\lambda$  beschreibt dann die *Laplace'sche Differentialgleichung* mit  $\Delta T = 0$ .

### 3.1.2 Anfangs- und Randbedingungen

Um eine eindeutige Lösung von (18) zu erhalten und die Problemstellung zu konkretisieren, muß eine Anfangs- und können Randbedingungen angegeben werden.

Die *Anfangsbedingung* ist das Temperaturfeld  $T(x, y, z)$  zur Zeit  $t_0 = 0$ . Meistens liegt ein konstantes Temperaturfeld vor, entweder bei Raum- oder einer Vorwärmtemperatur. Genauso kann aber ein ortsabhängiges Feld verwendet werden, wie es sich z.B. nach Fertigstellung einer Lage beim mehrlagigen Schweißen ergibt.

Als *Randbedingung 1. Art* oder *Dirichlet-Bedingung* wird die Vorgabe von Temperaturen auf einem Teil der Randoberfläche des betrachteten Gebietes bezeichnet. Diese sind dann in der Regel konstant, um z.B. eine starke Kühlung oder Unendlichkeitsverhalten zu beschreiben, können aber ebenso zeitabhängig sein.

Eine *Randbedingung 2. Art* oder *Neumann-Bedingung* umfasst vorgegebene Wärmeströme  $q_r$  [W/m<sup>2</sup>] auf der Oberfläche, die z.B. zur Modellierung von Wärmequellen einen meist positiven Wärmestrom in das Grundgebiet leiten. Bei isolierten Oberflächen oder Symmetrieebenen wird dagegen  $q_r = 0$  gesetzt.

*Randbedingungen 3. Art* oder *Robin-Bedingungen* beschreiben Wärmeaustauschvorgänge über die Oberfläche, die von der Umgebungstemperatur und der Oberflächentemperatur abhängen. Damit werden insbesondere die Wärmeabgabe an die Umgebung durch Konvektion und Strahlung beschrieben, die in der allgemeinen Form

$$q_r = \alpha \cdot (T - T_u) \quad (19)$$

mit der Wärmeübergangszahl  $\alpha$  [W/m<sup>2</sup>K] und der Umgebungstemperatur  $T_u$  zusammengefasst werden können. (19) ist auch als *Newton'sches Gesetz* bekannt und kann für den konvektiven Wärmeübergang an gasförmige oder flüssige Umgebungsmedien angewandt werden. Entscheidend ist dabei die genaue Kenntnis von  $\alpha$ , das von den Strömungsverhältnissen, Oberflächeneigenschaften und der Temperatur abhängig sein kann und daher meistens in experimentell ermittelten empirischen Formeln vorliegt. Auch der Wärmeverlust durch Strahlung, der nach (6), S. 18, bekanntlich von der 4. Potenz der Temperatur abhängt, kann wegen

$$\begin{aligned} q &= \varepsilon C_0 (T^4 - T_u^4) \\ &= \varepsilon C_0 (T^3 + T^2 T_u + T T_u^2 + T_u^3) (T - T_u) \\ &= \alpha_s (T - T_u) \end{aligned} \quad (20)$$

in die Form von (19) gebracht und damit als spezieller Konvektionsübergang mit nichtlinearem  $\alpha$  aufgefasst werden.

### 3.1.3 Analytische Lösungen

Die verallgemeinerte Wärmeleitungsgleichung nach Fourier und Kirchhoff kann nur bei wesentlichen Vereinfachungen analytisch gelöst werden, wobei die wichtigste Einschränkung die Linearisierung durch Verwendung temperaturunabhängiger Materialwerte ist. Einschränkungen gibt es auch bei der Berücksichtigung von Randbedingungen, die ebenfalls nur linear sein dürfen. Ebenso können nur einfache Geometrien (Stäbe, Platten, einseitig begrenzter Körper) und nicht zu komplexe Wärmequellen verwendet werden, die sich gleichmäßig mit konstanter Geschwindigkeit und geradlinig bewegen.

N. N. RYKALIN stellte Ende der 50er Jahre zahlreiche analytische Lösungen, aber auch schon numerische Ansätze, unter verschiedenen vereinfachenden Annahmen vor, siehe [Rykal]. Einige seiner Lösungen, die als Näherung für Temperaturfelder beim Verbindungsschweißen dienen können, sollen hier kurz vorgestellt werden. Trotz des verstärkten Einsatzes numerischer Methoden und immer leistungsfähigerer Rechner zur möglichst realitätsnahen Simulation, können die analytischen Lösungen noch sinnvoll genutzt werden. Einerseits sind sie im Gegensatz zu komplexen Finite-Elemente-Modellen unschlagbar schnell auszuwerten, andererseits können die expliziten Gleichungen einen unmittelbaren Eindruck von grundlegenden Zusammenhängen beim Schweißvorgang liefern. Im praktischen Einsatz können sie als grober Vergleich zur Verifikation von FEM-Lösungen dienen oder als Start-Temperaturfeld für numerische Rechnungen eingesetzt werden. Die Lösungen von Rykalin lassen sich nach folgenden Kriterien einteilen:

|              |                                  |
|--------------|----------------------------------|
| Geometrie:   | Stab, Scheibe/Platte, Halbkörper |
| Wärmequelle: | Punkt, Linie, Kreis, Streifen    |
| Wirkung:     | momentan, kontinuierlich         |
| Bewegung:    | unbewegt, bewegt, schnell bewegt |

Alle Geometrien haben dabei eine unendliche Ausdehnung: der Stab in der Länge, die Scheibe in der Fläche und der Halbkörper in der Fläche und einer Höhenrichtung. Die dadurch erreichte teilweise ungehinderte Wärmeausbreitung stellt ebenfalls eine wichtige Voraussetzung für die analytische Lösbarkeit dar. Die Punkt- und Linienquellen sind konzentrierte Quellen, deren Wirkung in unmittelbarer Quellnähe zu unrealistisch hohen Temperaturen führt. Kreis- und Streifenquelle sind gleich- oder normalverteilte Flächenquellen, mit denen bessere Ergebnisse in Quellennähe erzielt werden, bei größerer Entfernung sind die Temperaturfelder mit denen der konzentrierten Quellen vergleichbar. Eine momentane Quellwirkung gibt die gesamte Energie in einem unendlich kleinen Zeitraum an den betrachteten Körper ab, die kontinuierlich wirkende Quelle mit konstanter Leistung. Die Bewegung der Wärmequellen ist, soweit berücksichtigt,



stets linear und gleichmäßig, wobei die „schnelle“ Bewegung den Spezialfall von Quellen hoher Leistung und Geschwindigkeit beschreibt. Dadurch kann die Wärmeleitung auf eine Ausbreitung ausschließlich senkrecht zur Naht vereinfacht werden, so daß das resultierende Temperaturfeld aus Linien identischer, aber zeitlich versetzter Lösungen besteht.

Die folgenden Gleichungen beruhen auf bewegten bzw. schnell bewegten und kontinuierlich wirkenden Quellen und können daher als Näherung für Schweißtemperaturfelder verwendet werden. Die resultierenden Temperaturfelder stellen jeweils den stationären Zustand dar, d.h. instationäre Effekte zu Anfang und Ende des Schweißprozesses bleiben unberücksichtigt. Für die Wahl der Materialwerte  $\lambda$  und  $c$  wird in [Rykal] eine Bezugstemperatur von 400 bis 500°C empfohlen, für die Gesamtwärmeübergangszahl  $\alpha = \alpha_k + \alpha_s$  (siehe (22)), die wegen der Linearität der Randbedingungen ebenfalls temperaturunabhängig sein muss, von 200 bis 400°C. Die x-Achse entspricht der Bewegungsrichtung, die y-Achse erfasst den Bereich seitlich der Naht und die z-Achse beschreibt die Tiefe bei Halbkörpern. Wegen der Linearität ist die Betrachtung der Temperaturerhöhung bezogen auf eine konstante Anfangstemperatur ausreichend.

### Punktquelle auf Halbkörper

$$\Delta T = \frac{q}{2\pi\lambda r} \cdot e^{-\frac{v(x+r)}{2a}} \quad (21)$$

mit Temperaturänderung<sup>9</sup>  $\Delta T = T - T_0$ , Wärmeleistung  $q$  [W/m<sup>2</sup>], Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  [W/mK],  $r \hat{=}$  Abstand von Punktquelle, Quellengeschwindigkeit  $v$  [m/s],  $x \hat{=}$  Koordinate in Bewegungsrichtung und Temperaturleitzahl  $a = \lambda/c\rho$  [m<sup>2</sup>/s].

Nachteile dieser Lösung sind die gegen Unendlich gehende Temperatur im Nullpunkt, da sich  $r$  im Nenner befindet, sowie die geschwindigkeitsunabhängige Temperaturverteilung hinter der Quelle, die sich dort wegen  $x = -r$  ergibt.

### Linienquelle in Scheibe

$$\Delta T = \frac{q}{2\pi\lambda d} \cdot e^{-\frac{vx}{2a}} \cdot B_0 \left( r \sqrt{\frac{v^2}{4a^2} + \frac{b}{a}} \right) \quad (22)$$

mit Scheibendicke  $d$ , Wärmeaustauschzahl  $b = 2(\alpha_k + \alpha_s)/c\rho d$  und der Besselfunktion zweiter Art und nullter Ordnung  $B_0$ . Die Linienquelle wirkt dabei senkrecht über die Scheibendicke.

---

<sup>9</sup>Für die Differenz wird wie für den Laplace-Operator das große Delta verwendet, da im Zusammenhang keine Verwechslungsgefahr besteht.

Diese Lösung bietet gegenüber (21) zunächst einige Vorteile, da es keine Unendlichkeitsstelle gibt und auch die Temperatur hinter der Quelle nicht unabhängig von der Geschwindigkeit ist. Bei der zugrunde liegenden Scheibengeometrie ist auch die Berücksichtigung des Wärmeaustausches über die Oberfläche notwendig. Der Wärmeverlust beträgt  $q_{verl} = (\alpha_k + \alpha_s)(T - T_u)$  mit den Koeffizienten  $\alpha_k$  für Konvektion und  $\alpha_s$  für Strahlung. Da die Übergangskoeffizienten stark temperaturabhängig sind und die Besselfunktion nicht einfach auszuwerten ist, stellt dies aber auch gleichzeitig den großen Nachteil dieser Formel dar. Weiterhin kann diese zweidimensionale Lösung nur für relativ dünne Bleche angewandt werden.

### Hochleistungspunktquelle auf Halbkörper

$$\Delta T = \frac{q}{2\pi\lambda vt} \cdot e^{-\frac{r^2}{4at}} \quad (23)$$

mit  $t = x/v$  Zeit seit dem Durchgang der Quelle senkrecht zur x-Achse und  $r^2 = y^2 + z^2$  quadrierter Abstand von der Quelle in y-z-Ebene. Diese Lösung ergibt sich aus der Grenzwertbildung  $q, v \rightarrow \infty$  bei konstanter Streckenenergie  $q/v$  aus (21). Die Problematik der unendlichen Temperatur im Quellpunkt und der geschwindigkeitsunabhängigen Isothermen hinter der Quelle bleiben bestehen. Da dieses Konzept eher auf Verfahren mit stark konzentrierten Quellen wie dem Laserschweißen zugeschnitten ist, kann es für das MSG-Schweißen nur im Parameterbereich hoher Schweißgeschwindigkeiten und großer Energieeinbringung verwendet werden.

### Hochleistungskreisquelle auf Halbkörper

$$\Delta T = \frac{2q}{vc\rho} \cdot \frac{e^{-\frac{z^2}{4at}}}{\sqrt{4\pi at}} \cdot \frac{e^{-\frac{y^2}{4a(t+\Delta t_0)}}}{\sqrt{4\pi a(t+\Delta t_0)}} \quad (24)$$

mit Vorlaufzeit  $\Delta t_0 = 1/4ak$ , Konzentrationswert  $k = 3/R^2$  und dem Radius der Kreisquelle  $R$ . Die Vorlaufzeit ergibt sich durch die Umrechnung der Kreisquelle auf eine vorlaufende normalverteilte Linienquelle senkrecht zur Bewegungsrichtung. Der Radius der unendlich ausgedehnten Kreisquelle mit  $q(r) = q_{max} \cdot e^{-kr^2}$  ist definiert als der Abstand vom Mittelpunkt, bei dem die Flächenleistung nur noch 5% des Maximums erreicht. Dementsprechend gibt der Wert von  $k$  an, wie konzentriert die Quelle wirkt. Die Lösung (24) ist deshalb so interessant, da es für die normal bewegte Quelle keine geschlossen darstellbare Lösung gibt, aber genau die Kombination von Kreisquelle und Halbkörper eine gut geeignete Kombination für dreidimensional zu betrachtende Schweißungen ist.

**Hochleistungslinienquelle in Scheibe**

$$\Delta T = \frac{q}{vd\sqrt{4\pi\lambda c\rho t}} \cdot e^{-\frac{y^2}{4at}-bt} \quad (25)$$

Als günstig erweist sich der Wegfall der Bessel-Funktion im Gegensatz zu (22), die Problematik der stark temperaturabhängigen Wärmeaustauschzahl  $b$  bleibt aber für die Scheibengeometrie bestehen, ebenso die Beschränkung auf den zweidimensionalen Fall.

**Hochleistungskreisquelle in Scheibe**

$$\Delta T = \frac{q}{vd\sqrt{4\pi\lambda c\rho(t+\Delta t_0)}} \cdot e^{-\frac{y^2}{4a(t+\Delta t_0)}-bt} \quad (26)$$

Wie in (24) erfolgte eine Umrechnung auf eine gleichwertige vorlaufende normalverteilte Lini-  
enquelle senkrecht zur Bewegungsrichtung. Auch hier existiert für die normal bewegte Quelle keine geschlossen darstellbare Lösung.

Damit sind alle für die Schweißsimulation relevanten Fälle angegeben. Besonders bieten sich hier die Lösungen für die Hochleistungskreisquelle (24) auf dem Halbkörper für den dreidimensionalen und auf der Scheibe (26) für den zweidimensionalen Fall an, soweit geeignete Prozeßparameter betrachtet werden. Die Linienquellen in der Scheibe sind ebenfalls für zweidimensionale Probleme anwendbar, wobei die normal bewegte nur genutzt werden kann, falls eine problemlose Auswertung der Besselfunktion möglich ist. Die Punktquellen sind wegen ihrer Nachteile ( $T \rightarrow \infty$  im Ursprung, Temperatur hinter Quelle unabhängig  $v$ ) eher ungeeignet, können aber in Kombination mit einer Linienquelle sinnvolle Näherungen auch für dreidimensionale Betrachtungen liefern.

Die Gleichungen für die Temperaturfelder können bereits einen Einblick in einige prinzipielle Zusammenhänge beim Schweißprozeß geben. Besonders die Betrachtung des Einflusses der eingebrachten Leistung, der Schweißgeschwindigkeit und der sich daraus ergebenden Streckenenergie ist interessant, siehe dazu auch [Rykal], S. 98f. Die Leistung  $q$  geht in allen Gleichungen direkt ein, so daß sich die Temperaturerhöhung proportional dazu ändert. Die Größenzunahme der isothermen Flächen steigt dagegen überproportional bei Leistungssteigerung, bedingt durch den schwächer werdenden Temperaturabfall bei größerer Entfernung zur Quelle. Der Einfluß der Schweißgeschwindigkeit  $v$  auf die Temperaturen ist dagegen stets nichtlinear und negativ korreliert, bedingt durch Geschwindigkeitsterme im Nenner mit Ordnungen größer 1 oder durch Auftreten in der Exponentialfunktion. Bei Erhöhung der Geschwindigkeit kontrahieren

sich die Isothermen parallel und senkrecht zur Schweißrichtung und ihre Flächen verringern sich. Besonders interessant sind die Vergleiche von Temperaturfeldern bei gleicher Streckenenergie  $q/v$  aber unterschiedlichen Kombinationen von  $q$  und  $v$ . So zeigen die analytischen Lösungen, daß bei proportionaler Erhöhung beider Parameter eine erhebliche Längung der Isothermen entgegengesetzt der Schweißrichtung eintritt, sowie eine etwas weniger ausgeprägte Verschmälerung. Die Flächen steigen dabei ungefähr proportional zu  $q$  oder  $v$ . Diese Aussagen decken sich mit den Beobachtungen der Thermographie aus Kap. 2.5.1, obwohl der zusätzliche Effekt des geringer werdenden Stromstärkeanstiegs bei erhöhter Drahtzufuhr (siehe Abb. 5 und Abb. 20) noch gar nicht berücksichtigt wurde.

### 3.1.4 Lösung mit der Finite Elemente Methode

Obwohl die analytischen Lösungen bereits praktisch anwendbare Näherungen für Schweißtemperaturfelder liefern, sind die nötigen Vereinfachungen im Hinblick auf die Geometrie, die Wärmequellen, die Materialeigenschaften und die Randbedingungen dennoch unbefriedigend. Diese Nachteile können durch den Einsatz numerischer Methoden überwunden werden, die eine wesentlich größere Flexibilität im Hinblick auf die Aufgabenstellung und ihrer Lösung ermöglichen. Neben anderen Verfahren wie der Finite Differenzen Methode (FDM) oder der Finite Volumen Methode (FVM) hat die Finite Elemente Methode (FEM) wegen ihrer Universalität eine herausragende Stellung bei Simulationsanwendungen. Mit der FEM können nicht nur unterschiedlichste Problemstellungen mit ihren Gleichungen aus der Mechanik, Thermodynamik, Elektromagnetismus, Strömungslehre usw. behandelt werden, sondern quasi beliebig komplexe Aufgabenstellungen hinsichtlich Geometrie sowie nichtlinearer Materialeigenschaften und Randbedingungen betrachtet werden. Allerdings ist hierbei zu beachten, daß die Komplexität des betrachteten Problems natürlich auch Auswirkungen auf die benötigte Rechenzeit, den Speicherbedarf und die Lösbarkeit hat. Letzteres äußert sich vor allem in numerischen Problemen wie nicht konvergierenden Lösungen und muss durch entsprechende Ansätze und Techniken, wie z.B. einer automatischen Zeitschrittwahl, gelöst werden.

An dieser Stelle sollen nur die wichtigsten Aspekte der Finite Elemente Methode angegeben werden, soweit sie für die Lösung von (18) benötigt werden oder von besonderem Interesse sind. Für eine grundlegende Einführung in die Thematik sei auf die einschlägige Fachliteratur verwiesen, u.a. [Betten], [Braess], [Schwarz] und [Zienk]. Die Lösung der Wärmeleitungsgleichung mit der FEM wird ebenfalls in [Giese], [Hama], [Pitter], [Rettig], [Steinb] und [Weiß1] teilweise ausführlicher oder aus anderer Perspektive behandelt, so daß hier bei Bedarf weitere Informationen eingeholt werden können.

Der beschriebene Lösungsweg besteht aus folgenden Schritten: Zunächst wird das Problem als Variationsaufgabe formuliert, dann erfolgt eine zeitliche und räumliche Diskretisierung, wobei letzteres die Zerlegung in elementare Teilgebiete – die finiten Elemente – bedeutet. Die Temperaturen als gesuchte Größe werden dabei durch geeignete Ansätze für das gesamte Element beschrieben, die zusammen wiederum das Temperaturfeld für jeden Punkt des Grundgebietes umfassen. Die Übertragung des Variationsproblems auf die Diskretisierung führt schließlich zu einem linearen Gleichungssystem, welches mit geeigneten Methoden gelöst werden kann.

Das Grundgebiet, auf dem Lösung gesucht wird, sei mit  $G$  bezeichnet. Unter Ausnutzung der Symmetrie entspricht dies anschaulich einem der beiden zu verschweißenden Bleche. Der Rand  $\partial G$  des Grundgebietes kann in Teilflächen abhängig von den dort auftretenden Randbedingungen eingeteilt werden. Gemäß der Art der Randbedingung (1., 2. oder 3.) seien die Teilflächen mit  $G_1$ ,  $G_2$  und  $G_3$  bezeichnet.  $G_1$  umfasst also die Flächen mit vorgegebenen Temperaturen,  $G_2$  mit konstanten und  $G_3$  mit temperaturabhängigen Wärmeströmen.

Die Variationsformulierung erhält man durch Multiplikation von (18) mit einer Testfunktion  $F$  und anschließender Integration über das Grundgebiet  $G$ :

$$\int_G \left[ c\rho\dot{T} + c\rho\vec{v}\nabla T - \nabla(\lambda\nabla T) - \dot{Q} \right] F dV = 0 \quad (27)$$

Die Anwendung des Gauß'schen Integral- bzw. Divergenzsatzes liefert

$$\int_G \left[ c\rho\dot{T} \cdot F + c\rho\vec{v}\nabla T \cdot F + \lambda\nabla T \cdot \nabla F - \dot{Q} \cdot F \right] dV - \int_{G_2 \cup G_3} \frac{\partial}{\partial n} T \cdot F dA = 0 \quad (28)$$

mit dem wichtigen Ergebnis, daß nun die *schwache Form der Wärmeleitungsgleichung* mit der Reduktion der Ableitungsordnung für  $\lambda$  und  $T$  um eins vorliegt. Das Flächenintegral über den Rand ergibt sich durch Einsetzen der entsprechenden Randbedingungen:

$$\int_G \left[ c\rho\dot{T} + c\rho\vec{v}\nabla T - \dot{Q} \right] F + \lambda\nabla T \cdot \nabla F dV + \int_{G_2} q F dA + \int_{G_3} \alpha (T - T_u) F dA = 0 \quad (29)$$

Die räumliche Diskretisierung erfolgt durch Einteilung von  $G$  in Elemente, die wiederum durch Knoten definiert sind. Dabei sind einige Regeln zu beachten, wie die Einhaltung der *Regularität*, auf die hier aber nicht näher eingegangen werden soll. Die Temperaturwerte  $T_i$  an den  $n$  Knoten ergeben nun mit geeigneten Ansatzfunktionen  $N_i$  eine Approximation des gesamten

Temperaturfelds gemäß

$$T(p) = \sum_{i=1}^n N_i(p) T_i, \quad p \in G. \quad (30)$$

Die Ansatzfunktionen sind dabei genau einem Knoten zugeordnet, an dem sie den Wert 1 annehmen, an den übrigen werden sie zu 0. Die Beschreibung des Gesamtproblems durch Aufteilung in die lokalen Ansätze der einzelnen Elemente ist die wesentliche Charakteristik der FEM, in der sie sich von anderen Numerischen Verfahren wie z.B. den Finiten Differenzen abhebt.

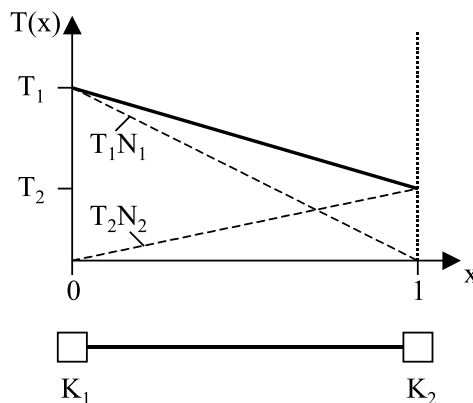


Abbildung 34: Prinzip der Interpolation durch Ansatzfunktionen

Zur Veranschaulichung dieses zunächst etwas abstrakten Konzepts sei das einfachste Beispiel eines Stabelements mit linearer Interpolation betrachtet, siehe Abb. 34. Der Knoten  $K_1$  liegt bei  $x=0$  und hat den Wert  $T(0) = T_1$ ,  $K_2$  liegt bei  $x = 1$  und hat den Wert  $T(1) = T_2$ . Die Ansatzfunktionen für die Knoten seien  $N_1(x) = 1 - x$  und  $N_2(x) = x$  und gelten nur für das zugeordnete Element bzw. können außerhalb als Null betrachtet werden. Damit lassen sich Werte über die gesamte Länge des Stabes mit  $T(x) = T_1 N_1(x) + T_2 N_2(x)$ ,  $x \in [0;1]$  angeben.

Dieses Prinzip kann nun problemlos auf zwei- und dreidimensionale Elemente mit entsprechenden bi- und trilinearen Ansätzen übertragen werden. Quadratische Interpolationen werden durch Verwendung von drei Knoten pro Elementkante möglich. Näheres dazu z.B. in [MarcB].

Nach Einsetzen des Ansatzes (30) in (29) führt dies zu  $n$  Gleichungen für die Bestimmung der Temperaturen, siehe [Giese], [MarcA], [Radaj1]. Diese können in Matrixschreibweise zusammengefasst werden zu

$$\mathbf{C}(T) \vec{T} + \mathbf{L}(T) \vec{T} = \vec{q} \quad (31)$$

mit den temperaturabhängigen Matrizen  $\mathbf{C}(T)$  der Wärmekapazität und  $\mathbf{L}(T)$  der Wärmeleitfähigkeit. Die Vektoren  $\vec{T}$  und  $\vec{T}$  enthalten die Knotentemperaturen bzw. deren zeitliche Gradi-

enten. Im Vektor  $\vec{q}$  sind die Wärmeströme in den Knoten enthalten.  $\mathbf{C} = (c_{ij})$ ,  $\mathbf{L} = (l_{ij})$  sowie  $\vec{q} = (q_1, \dots, q_n)^T$  sind dabei komponentenweise definiert gemäß

$$c_{ij} = \int_G c_j \rho_j N_i N_j dV \quad (32)$$

$$l_{ij} = \int_G \lambda_j \nabla N_i \nabla N_j dV - \int_{G_3} \alpha_j N_i N_j dA \quad (33)$$

$$q_i = \int_G \dot{Q} N_i dV + \int_{G_2} q N_i dA . \quad (34)$$

Im Vergleich mit (29) fällt auf, daß der translatorische Term  $\vec{v} \nabla T$  in der FEM-Formulierung nicht vorkommt. Dieser bleibt natürlich nicht unberücksichtigt, sondern kann – wie bereits bei der Herleitung von (18) angedeutet – als zusätzliche Wärmequelle in  $Q$  eingefügt werden. Diese Darstellung wurde gewählt, da auch das verwendete FEM-Programmpaket MSC.MARC die Form (31) zur Lösung von Wärmeleitungsproblemen verwendet. Die ebenfalls nicht explizit auftauchenden Randbedingungen 1. Art werden direkt im Temperaturvektor  $\vec{T}$  berücksichtigt.

Um die Zeitabhängigkeit des Wärmeleitproblems zu berücksichtigen, ist noch die Betrachtung dieser „4. Koordinate“ nötig. Die dazu nötige Diskretisierung kann äquidistant<sup>10</sup> mit konstanten Zeitschritten oder auch automatisch angepasst sein. Letzteres ist vor allem für stark nichtlineare Probleme günstig, da die Größe des nächsten Zeitschritts an bestimmte Kriterien des Lösungsverhaltens gekoppelt werden kann, wie z.B. die maximale Temperaturänderung pro Zeitschritt. Die Änderung der Knotentemperaturen wird dabei als linear zwischen zwei Zeitschritten angenommen. In [Giese] wird dazu die äußerst interessante Bemerkung gemacht, daß dieses Vorgehen nur eine Weiterführung des Prinzips der Finiten Elemente darstellt, allerdings mit dem gesamten diskretisierten Grundgebiet  $G$  inklusive einer finiten Zeitlänge als Element. Daher kann ein analoges Vorgehen wie bei der Bestimmung von (31) verwendet werden, welches ebenfalls zu einer diskreten integralen Variationsformulierung führt, die schließlich das allgemeine Zeitschrittschema

$$\left( \frac{\mathbf{C}}{\Delta t} + \mathbf{L}r \right) \vec{T}_n + \left( -\frac{\mathbf{C}}{\Delta t} + \mathbf{L}(1-r) \right) \vec{T}_{n-1} - \vec{q}_n r - \vec{q}_{n-1} (1-r) = 0 \quad (35)$$

mit den Temperaturen  $T_n$  und Wärmeflüssen  $\vec{q}_n$  zu diskreten Zeitpunkten  $t_n$ , Zeitschritten  $\Delta t = t_n - t_{n-1}$  und dem Rekursionsparameter  $r \in [0; 1]$  ergibt. Dieser beschreibt anschaulich mit

---

<sup>10</sup>passender wäre vielleicht der Ausdruck „äquichron“

welcher Gewichtung der Zeitachsen-Richtungen die Diskretisierung des zeitlichen Temperaturgradienten vorgenommen wird. Praktisch bedeutsame Verfahren ergeben sich für

$$\begin{aligned} r = 0 & \quad \hat{=} \quad \text{Euler Vorwärtsdifferenzen} \\ r = 0,5 & \quad \hat{=} \quad \text{Crank-Nicholson Zentraldifferenzen} \\ r = 1 & \quad \hat{=} \quad \text{Rückwärtsdifferenzen} \end{aligned}$$

In MSC.MARC wird das Rückwärtsdifferenzenschema verwendet, welches sich durch seine Stabilität auch bei längeren Zeitschritten auszeichnet, siehe [Giese], [MarcA], [Zienk]. Mit dem entsprechenden  $r = 1$  ergibt (35) schließlich

$$\left[ \frac{1}{\Delta t} \mathbf{C}(T) + \mathbf{L}(T) \right] \vec{T}_n = \vec{q}_n + \frac{1}{\Delta t} \mathbf{C}(T) \vec{T}_{n-1} \quad (36)$$

was gleichwertig zur Diskretisierung von  $\vec{T}_n$  in (31) durch  $\vec{T}_n - \vec{T}_{n-1}/\Delta t$  ist.

Da sich die Materialwerte wegen ihrer Temperaturabhängigkeit während des Zeitschritts i.A. ändern werden, ist die Verwendung der Werte bei der Temperatur  $T_{n-1}$  nicht ideal. Eine bessere Lösung ist die Bestimmung von Materialwerten  $P$  (gleich  $c$  oder  $\lambda$ ), die sich aus der Mittelung über das nächste Zeitintervall ergeben:

$$P = \frac{1}{\Delta t} \int_{t_{n-1}}^{t_n} P(T(\tau)) d\tau \quad (37)$$

Da sich der Temperaturverlauf  $T(\tau)$ ,  $\tau \in [t_{n-1}; t_n]$  aber erst aus der noch zu bestimmten Temperatur  $T_n$  ergibt, wird eine lineare Extrapolation der beiden letzten Temperaturen als Näherung verwendet:

$$T(\tau) = T(t - \Delta t) + \frac{\tau}{\Delta t} (T(t - \Delta t) - T(t - 2\Delta t)) \quad (38)$$

Damit sind alle theoretischen Voraussetzungen für eine Numerische Lösung der Wärmeleitungsgleichung gegeben. Nach Aufstellung der Matrizen aus (31) bzw. (36) muß noch das lineare Gleichungssystem gelöst werden. Da jeder Knoten im Vergleich zur Gesamtanzahl nur mit einer relativ kleinen Anzahl weiterer Knoten in Beziehung steht, ergeben sich meistens sehr dünn besetzte Matrizen. Durch geeignete Nummerierung der Knoten läßt sich die Bandbreite, d.h. die maximale Anzahl von Werten einer Zeile ungleich Null neben der Diagonalen, und somit die benötigte Zeit für die Lösung minimieren. In modernen FEM-Programmen sind entsprechende Optimierungsverfahren standardmäßig implementiert.



Das klassische Lösungsverfahren für lineare Gleichungssysteme in Matrixgestalt ist die Berechnung der Inversen und Multiplikation mit dem System, womit sich der gesuchte Lösungsvektor ergibt. Für nicht zu große Systeme können diese *direkten Verfahren*, die  $n$  Schritte zur Lösung brauchen, sinnvoll eingesetzt werden. Werden die Systeme und die Rechenzeiten größer, bieten sich iterative Löser an, die auf dem *Verfahren konjugierter Gradienten* mit eventueller Vorkonditionierung beruhen. Bei gut (vor-)konditionierten Systemen, bei denen das Verhältnis zwischen kleinstem und größten Eigenwert nicht zu klein ist, können diese Verfahren sogar in weniger als  $\sqrt{n}$  Schritten zur Lösung kommen. Siehe dazu auch [MarcA] und [Braess] sowie die Betrachtungen in 4.2.1, Tab. 16, S. 111.

## 3.2 Eigenspannung und Verzug

### 3.2.1 Grundgleichungen der Mechanik und FEM-Formulierung

Die Grundgleichung zur Beschreibung des dynamischen Verhaltens eines Körpers lautet

$$m \cdot a + d \cdot v + k \cdot u = f \quad (39)$$

mit der Masse  $m$ , Dämpfung  $d$ , Steifigkeit  $k$ , Verschiebung  $u$ , Geschwindigkeit  $v = \dot{u}$ , Beschleunigung  $a = \dot{v} = \ddot{u}$  und Kraft  $f$ . Im Gegensatz zur Wärmeleitungsgleichung (18) kann diese in eine vollkommen analoge Matrixform für die Finite Elemente Berechnung gebracht werden, siehe [MarcA]:

$$\mathbf{M}\ddot{\vec{u}} + \mathbf{D}\dot{\vec{u}} + \mathbf{K}\vec{u} = \vec{f}. \quad (40)$$

Diese Form beruht auf dem *Verschiebungsansatz*, bei dem nicht die Kräfte als Unbekannte auftauchen, sondern die Knotenverschiebungen  $\vec{u}$ . Entsprechend ergeben sich die Bezeichnungen für die Geschwindigkeiten  $\dot{\vec{u}}$ , Beschleunigungen  $\ddot{\vec{u}}$  und Kräfte  $\vec{f}$ .  $\mathbf{M}$  wird als Massen-,  $\mathbf{D}$  als Dämpfungs- und  $\mathbf{K}$  als Steifigkeitsmatrix bezeichnet. Damit lassen sich Probleme ohne oder mit vernachlässigbarer Dämpfung zu

$$\mathbf{M}\ddot{\vec{u}} + \mathbf{K}\vec{u} = \vec{f} \quad (41)$$

vereinfachen, welches sich für statische bzw. quasi-statische Fälle schließlich zu

$$\mathbf{K}\vec{u} = \vec{f} \quad (42)$$

reduziert. Die Steifigkeitsmatrix ergibt sich dabei als Summe der Elementsteifigkeitsmatrizen  $\mathbf{K} = \sum_{i=1}^{n_{el}} \mathbf{K}_i^{el}$  mit

$$\mathbf{K}^{el} = \int_{V^{el}} \mathbf{B}^T \mathbf{E} \mathbf{B} dV^{el} . \quad (43)$$

Die Matrix  $\mathbf{B}$  dient dabei der Interpolation des Dehnungsfelds  $\vec{\varepsilon}(x, y, z)^{11}$  auf Grundlage der Knotenverschiebungen  $\vec{u}$  über

$$\vec{\varepsilon} = \mathbf{B} \vec{u} . \quad (44)$$

Dies ist prinzipiell das gleiche Konzept wie bei der Interpolation der Temperaturverteilung innerhalb eines Elements auf Basis der Knotentemperaturen über Ansatzfunktionen (siehe (30) und Abb. 34, S. 72).

Die Matrix  $\mathbf{E}$  beschreibt dagegen die Beziehung zwischen dem Dehnungsfeld und den sich ergebenden Spannungen  $\vec{\sigma}(x, y, z)$  über

$$\vec{\sigma} = \mathbf{E} \vec{\varepsilon} . \quad (45)$$

Während  $\mathbf{B}$  lediglich eine geometrische Interpolation darstellt, sind in  $\mathbf{E}$  das elastische und bei Bedarf plastische Materialverhalten enthalten. Einige prinzipielle Modelle der Beziehung zwischen Spannung und Dehnung sind in Abb. 35 dargestellt. Im elastischen Bereich entwickeln sich Spannung und Dehnung stets linear zueinander mit dem Elastizitätsmodul  $E$  [ $\text{N/mm}^2$ ] als Proportionalitätsfaktor. Beim Überschreiten der Fließspannung  $\sigma_f$  setzt das plastische Verhalten ein, bei dem auch nach Entlastung eine plastische Dehnung  $\varepsilon_p$  bestehen bleibt. Im idealisierten Fall a) erfolgt die Dehnung bei konstanter Spannung. Viele Werkstoffe weisen jedoch eine Verfestigung auf, d.h. auch im plastischen Bereich nimmt die Spannung mit der Dehnung zu bis ein Maximalwert  $\sigma_m^{12}$  erreicht wird, siehe Fall b). Danach fällt die Spannung wieder ab, bis die Dehnung so groß ist, daß es zum Bruch kommt. Für die Finite Elemente Rechnung werden oft linearisierte Modelle verwendet, siehe Fall c), die den realen Fall je nach Anzahl der verwendeten Geraden mit unterschiedlicher Genauigkeit approximieren. Für den eindimensionalen elastischen Fall entspricht  $\mathbf{E}$  genau dem Elastizitätsmodul, für den elastisch-plastischen Fall muss  $\mathbf{E}$  das gesamte Spannungs-Dehnung-Verhalten  $\sigma(\varepsilon)$  beschreiben. Die Steifigkeitsmatrix  $\mathbf{K}$  übernimmt dabei anschaulich gesprochen die Rolle einer „universellen Federkonstante“, mit der ausgedrückt wird, wieviel Kraft für die Formänderung eines Elements notwendig ist.

Die Übertragung des Konzepts der Fließspannung als Grenze zwischen elastischem und plastischem Materialverhalten in den zwei- oder dreidimensionalen Fall ist nicht trivial und kann

<sup>11</sup> Auch hier sind keine Verwechslungen mit dem Emissionsgrad  $\varepsilon$  zu befürchten.

<sup>12</sup>  $\sigma_f$  und  $\sigma_m$  entsprechen jeweils  $R_e$  und  $R_m$  aus 2.6.2

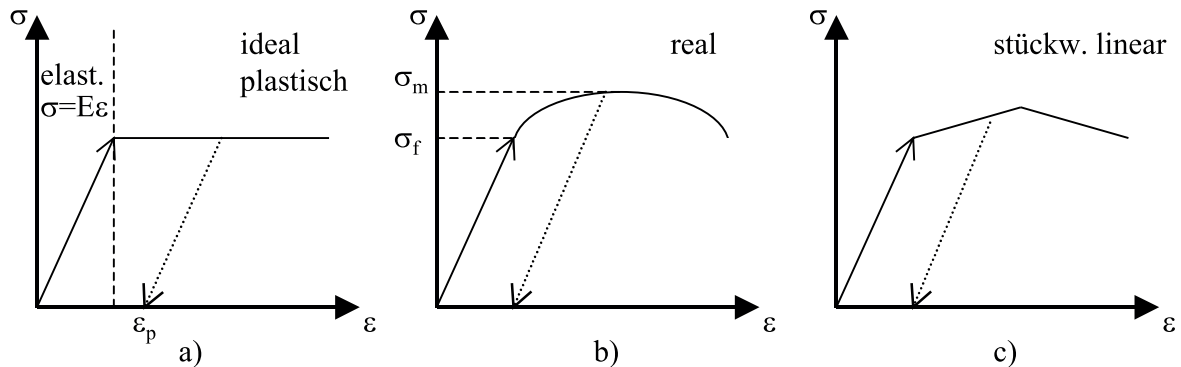


Abbildung 35: Prinzipielle Modelle des Spannungs-Dehnungsverhaltens

unterschiedlich gelöst werden. Für isotrope Medien wird dazu in der Regel die *Vergleichsspannung von Mises* als Kriterium verwendet, welche auf der Hypothese der Gestaltänderungsenergie beruht, siehe [Lindh], [MarcA], [Radaj1]. Aus den unterschiedlichsten Darstellungen seien hier die Formen mit den Normal- und Schubspannungen bzw. Hauptspannungen gewählt:

$$\begin{aligned}
 \sigma_{Mises} &= \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_x - \sigma_z)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2)]} \\
 &= \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2]}
 \end{aligned} \tag{46}$$

### 3.2.2 Anfangs- und Randbedingungen

Wie beim Wärmeleitproblem können auch hier Anfangs- und Randbedingungen abhängig von den Aufgabenstellungen (40), (41) oder (42) angegeben werden. Als Anfangsbedingungen können dabei Verschiebungen, Rotationen (Gradienten der Verschiebungen)<sup>13</sup>, Geschwindigkeiten, Spannungen und Dehnungen festgelegt werden. Randbedingungen werden im wesentlichen durch Verschiebungen, Beschleunigungen und Kräfte gebildet. Welche Bedingungen nötig und welche optional sind, hängt von der Problemstellung ab. Wichtig ist, daß ein eindeutig bestimmtes Gleichungssystem entsteht. So können z.B. „frei schwebende“ Körper mit der FEM nicht berechnet werden, da noch unbestimmte Bewegungsfreiheitsgrade verbleiben, sogenannte „rigid body modes“.

<sup>13</sup>Nötig z.B. zur Unterscheidung von festen Einspannungen (mit Momentübertragung) und Gelenken (ohne Momentübertragung).

### 3.2.3 Entstehung von Eigenspannungen und Verzug

Obwohl durch den Schweißvorgang keine direkte mechanische Beanspruchung resultiert, induzieren die thermischen Vorgänge dennoch Eigenspannungen im Werkstück, die zur eigenständigen plastischen Formänderung des Werkstücks – dem Verzug – führen können. Eigenspannungen und Verzug verhalten sich dabei reziprok zueinander: bei fest eingespanntem Werkstück wird der Verzug behindert und es können sich hohe Eigenspannungen bilden, die auch nach der Abkühlung verbleiben, bei nicht eingespanntem Werkstück führen die Spannungen dagegen zu plastischen Verformungen und einem neuen Kräftegleichgewicht mit geringeren Eigenspannungen.

Auslöser dieser Vorgänge ist die Wärmedehnung als Teil der inkrementellen Gesamtdehnung

$$d\varepsilon = d\varepsilon_{el} + d\varepsilon_{pl} + d\varepsilon_{th} + d\varepsilon_{um} + d\varepsilon_{kr} \quad (47)$$

welche die Summe der elastischen, plastischen, thermischen, Umwandlungs- und Kriechdehnung darstellt (mit selbsterklärender Indizierung). Nach [Lindh], [Radaj1] können  $d\varepsilon_{um}$  und  $d\varepsilon_{kr}$  hier vernachlässigt werden, so daß  $d\varepsilon_{th}$  als einzig relevante nicht-mechanisch verursachte Größe verbleibt. Die lokal stark unterschiedlichen Dehnungen führen nun zu Dehnungen (vgl. (44)) oder Spannungen (vgl. (45)) mit

$$\varepsilon_{th} = \alpha \Delta T \quad (48)$$

und

$$\sigma_{th}^{el} = -\frac{\alpha \Delta T}{1 - 2\nu} \cdot E \quad (49)$$

Dabei sind  $\alpha$  [1/K] die Wärmeausdehnungszahl,  $\nu$  die Querkontraktionszahl und  $E$  das Elastizitätsmodul.  $\sigma_{th}^{el}$  bezeichnet hier die Spannung im elastischen Bereich, im plastischen Bereich ist das Fließverhalten zu berücksichtigen. Um diese zu berechnen muß (42) für das Temperaturgeschehen mit temperaturabhängigen Materialwerten gelöst werden. Wärmeleitung und Mechanik können dabei getrennt nacheinander bestimmt werden, da die bestehende Kopplung der beiden Probleme über die bei plastischer Verformung entstehende Wärme bei den hohen Temperaturen des Schweißprozesses nicht ins Gewicht fällt.

### 3.2.4 Lösung mit der Finite Element Methode

Die Berechnung des statischen Problems ergibt sich offensichtlich durch Lösen des linearen Gleichungssystems (42) für jeden Temperaturschritt mit den in 3.1.4 beschriebenen Verfahren.

Die Lösung der partiellen Differentialgleichungssysteme (40) und (41) mit bzw. ohne Dämpfung ist dagegen ungleich komplizierter und kann mit unterschiedlichen Verfahren durchgeführt werden. Eine komplette Aufstellung und Erklärung der von MSC.MARC verwendeten Methoden ist in [MarcA] zu finden. Anwendungsbeispiele für die Berechnung erzwungener Schwingungen für den harmonischen Fall und der Verwendung transienter Verfahren wie der Modalen Superposition und der direkten Newmark- $\beta$ -Integration sind [Mehm] zu entnehmen.

### 3.3 Gefügeausbildung und mechanische Eigenschaften

Die metallurgischen Grundlagen der Gefügeausbildung beim Schweißprozeß wurden bereits in 2.6.1 dargestellt. Als Kernaussage ist festzuhalten, daß das entstehende Gefüge sowohl vom Werkstoff und seiner chemischen Zusammensetzung als auch vom Abkühlverhalten abhängig ist. Um auf Basis dieser Informationen die Bestandteile des Schweißgefüges in einer Simulation zu berechnen, werden bevorzugt Modelle mit empirischer Grundlage verwendet, da diese am ehesten das stark werkstoffspezifische Verhalten wiedergeben können. Diese Modelle können in zwei Klassen eingeteilt werden, je nach dem, ob sie auf isothermen oder kontinuierlichen Umwandlungen beruhen. Im ersten Fall wird die kontinuierliche Abkühlung in Teilschritte mit isothermer Umwandlung zerlegt, im zweiten Fall werden direkt die Ergebnisse aus kontinuierlichen Schweiß-Zeit-Temperatur-Umwandlungsdiagrammen verwendet. Im Rahmen dieser Arbeit wurde der direkte Ansatz gewählt, da er einfacher zu implementieren ist und auch die Prognose der resultierenden mechanischen Eigenschaften gestattet. Wegen seiner ebenfalls großen Bedeutung wird auch der schrittweise isotherme Ansatz kurz beschrieben.

#### 3.3.1 Approximation durch isotherme Umwandlungen

Das Ersetzen der kontinuierlichen Vorgänge durch aufeinanderfolgende isotherme Schritte ist ein sehr verbreitetes Vorgehen und wird z.B. in [Ditt1], [Lindh] und [Sysweld] beschrieben und angewandt. Für die diffusionsgesteuerten isothermen Umwandlungen wird die Gleichung von JOHNSON-MEHL-AVRAMI verwendet, die den zeitlichen Verlauf der Phasenanteile beschreibt. Nach [Lindh] gelten dabei für den Phasenanteil  $Ph$  und die freie oder auch *Gibb'sche Energie*  $G$  mit den empirischen Parametern  $b$  und  $n$ :

$$\frac{dPh}{dG} = (1 - Ph)^k \quad (50)$$

und

$$\frac{dG}{dt} = n b t^{n-1} . \quad (51)$$

Aus (50) und (51) ergibt sich

$$\frac{dPh}{(1 - Ph)^k} = n b t^{n-1} dt . \quad (52)$$

Integration für  $k = 1$  führt zur JOHNSON-MEHL-AVRAMI-Gleichung:

$$\begin{aligned} \int \frac{1}{1 - Ph} dPh &= \int n b t^{n-1} dt \\ \Rightarrow -\ln(1 - Ph) &= bt^n \\ \Rightarrow Ph &= 1 - e^{-bt^n} \end{aligned} \quad (53)$$

Die Umwandlung in Martensit, die durch einen Umklappvorgang gekennzeichnet ist, wird durch das Gesetz von KOISTINEN-MARBURGER beschrieben. Der Ansatz

$$\frac{dM}{dT} = c(1 - M) \quad (54)$$

für den Martensitanteil  $M$  bei Temperaturänderung  $dT$  unterhalb der Martensitbildungstemperatur  $T_M$  führt analog zu (53) auf

$$M = 1 - e^{-c(T_M - T)} \quad (55)$$

Im Gegensatz zur zeitabhängigen Formulierung der JOHNSON-MEHL-AVRAMI-Gleichung liegt hier eine temperaturabhängige Form vor. Die Martensitumwandlung wird daher losgelöst von der schrittweisen isothermen Berechnung der übrigen Phasen ermittelt.

Der Phasenanteil bei diffusionsgesteuerter isothermer Umwandlung nach der Zeit  $dt$  kann nun wegen (53) gemäß

$$Ph^{i+1} = Ph_{max}^{i+1} \left( 1 - e^{-b^{i+1} (t^{i+1} + dt)^{n^{i+1}}} \right) \quad (56)$$

berechnet werden. Da nicht unbedingt 100% der Phase umgewandelt werden, wird die Umwandlung auf den maximal erreichbaren Betrag  $Ph_{max}^{i+1}$  bezogen. Wichtig ist dabei die korrekte Wahl des Startzeitpunkts  $t^{i+1}$  an dem die gleiche Zusammensetzung wie bei der vorherigen Temperatur und Zeit  $t^i + dt$  herrschen muss. Durch Gleichsetzen der Phasenanteile bei unterschiedlichen Temperaturen läßt sich diese fiktive Zeit berechnen:

$$t^{i+1} = \left( \ln \left( 1 - \frac{Ph^i}{Ph_{max}^{i+1}} \right) / b^{i+1} \right)^{\frac{1}{n^{i+1}}} \quad (57)$$

Die Bezeichnung „fiktiv“ weist darauf hin, daß es sich um einen hypothetischen Wert handelt, der lediglich die korrekten Phasenanteile bei einer bestimmten Temperatur der isothermen Umwandlung widerspiegelt. Mit der Zeitachse des betrachteten Vorgangs haben die  $t^i$  dagegen nichts zu tun.

### 3.3.2 Berechnung über kontinuierliche Schweiß-ZTU Ergebnisse

Der zweite hier vorgestellte Ansatz zur Gefügebestimmung stützt sich auf die Ergebnisse, die durch das Aufstellen zahlreicher Schweiß-Zeit-Temperatur-Umwandlungsdiagramme entstanden sind. Um von den konkreten SZTU-Werten unabhängig zu sein, die nur für eine ganz bestimmte Stahlsorte gültig sind, wurden Regressionsgleichungen aufgestellt, die eine Berechnung abhängig von der chemischen Zusammensetzung und Abkühlzeit erlauben. Da sich diese auf Abkühlvorgänge des festen Werkstoffs beziehen, können die Ergebnisse nur sinnvoll für die Wärmeeinflußzone verwendet werden, nicht jedoch für das Gußgefüge des erstarrten Schweißgutes. Weil sich die chemischen Zusammensetzungen von Grund- und Zusatzwerkstoff im Allgemeinen unterscheiden – siehe Tab. 13, S. 59 – müssen Ansätze in diesem Bereich zudem Mischungsregeln enthalten.

Grundsätzlich können drei verschiedene Zielgrößenklassen bestimmt werden:

- Charakteristische Linien und Punkte des zu erwartenden SZTU-Diagramms
- Gefügebestandteile
- Mechanische Eigenschaften

Entsprechende Ansätze wurden zuerst in [Seyff3] aufgestellt und in [Seyff4] verbessert. Diese wurden z.B. in [Frank1] zur Erstellung einfacher Berechnungsprogramme genutzt. Die Bestimmung allgemeiner SZTU-Diagramme und der mechanischen Eigenschaften wurde für einen eingeschränkten Werkstoffbereich in [Frank2] verbessert, in dem eine kleinere Datenbasis und eine bessere statistische Auswertung verwendet wurde.



Nach [Seyff4], [Frank1] werden zur Gefügebestimmung zunächst einige Berechnungsparameter der martensitischen, ferritisch-perlitischen und rein ferritischen Umwandlung aus den prozentualen chemischen Bestandteilen bestimmt:

$$\begin{aligned}
\ln t_M &= -2,1 + 15,5 \text{ C} + 0,84 \text{ Si} + 0,96 \text{ Mn} + 4,0 \text{ Al} + 0,8 \text{ Cu} + 0,77 \text{ Cr} \\
&\quad + 0,7 \text{ Ni} + 0,74 \text{ Mo} + 0,3 \text{ V} + 0,5 \text{ W} - 13,5 \text{ C}^2 \\
\ln T_M &= 0,56 - 0,41 \text{ C} + 0,1 \text{ Mn} + 0,5 \text{ Cu} + 0,14 \text{ Cr} - 0,3 \text{ Mo} + 2,7 \text{ Ti} \\
&\quad + 1,1 \text{ Nb} + 1,7 \text{ C Mo} \\
\ln t_{FP} &= 0,34 + 5,2 \text{ C} + 0,53 \text{ Si} + 1,8 \text{ Mn} + 1,0 \text{ Cu} + 0,33 \text{ Cr} + 1,3 \text{ Ni} \\
&\quad + 2,9 \text{ Mo} + 1,5 \text{ W} - 5,1 \text{ C}^2 \\
\ln T_{FP} &= 0,91 - 0,9 \text{ C} + 0,09 \text{ Mn} + 0,08 \text{ Cr} + 0,15 \text{ Ni} + 0,34 \text{ Mo} + 0,85 \text{ V} \\
&\quad + 2,2 \text{ Ti} + 0,43 \text{ W} \\
\ln t_F &= 0,66 + 10,0 \text{ C} - 0,48 \text{ Si} + 1,3 \text{ Mn} + 1,3 \text{ Cr} + 1,2 \text{ Ni} + 1,5 \text{ Mo} \\
&\quad - 1,4 \text{ W} + 3,5 \text{ C Mn} - 5,9 \text{ C}^2 \\
\ln T_F &= 1,23 - 0,37 \text{ Si} + 0,17 \text{ Mn} - 0,3 \text{ Cu} + 0,3 \text{ Cr} + 0,31 \text{ Ni} - 0,5 \text{ Mo} \\
&\quad + 0,09 \text{ Nb} - 0,43 \text{ W}
\end{aligned} \tag{58}$$

Mit Kenntnis der Abkühlzeit  $t_A$  von 850 auf 500°C können nun die prozentualen Gefügebestandteile von Ferrit  $F$ , Perlit  $P$ , Bainit  $B$ , und Martensit  $M$  berechnet werden. Ist nur die Abkühlzeit von 800 auf 500°C bekannt, kann die Näherung  $t_A \approx t_{8/5} / 0,9$  verwendet werden.

$$\begin{aligned}
F_{max} &= 100 \cdot \left( 1 - \frac{\text{C} - 0,02}{0,81 - 0,11 \text{ Mn} - 0,05 \text{ Mo}} \right) \\
M &= 100 \cdot \left[ 1 - \Phi \left( \frac{\ln t_A - \ln t_M}{\ln T_M} \right) \right] \\
FP &= 100 \cdot \Phi \left( \frac{\ln t_A - \ln t_{FP}}{\ln T_{FP}} \right) \\
F &= F_{max} \cdot \Phi \left( \frac{\ln t_A - \ln t_F}{\ln T_F} \right) \\
P &= FP - F \\
B &= 100 - M - FP
\end{aligned} \tag{59}$$

Dabei steht

$$\Phi(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^x e^{-\frac{1}{2}t^2} dt \quad (60)$$

für die Verteilungsfunktion der Standard-Normalverteilung, die sich aus dem Integral über die zugehörige Dichte-Funktion ergibt, siehe Abb. 36. Bei der Umsetzung der Gleichungen (58), (59) kann der Wert unterschiedlich approximiert werden. Neben einer Numerischen Integration sind auch Ansätze mit Polynomen möglich, wobei in [Frank1] z.B. folgende Näherungsformel aus [Abramo] verwendet wird:

$$\begin{aligned} t &= \frac{1}{1 + 0,231649 \cdot |x|} \\ p &= 0,31938143 \cdot t - 0,35656378 \cdot t^2 + 1,7814779 \cdot t^3 \\ &\quad - 1,821256 \cdot t^4 + 1,33027044 \cdot t^5 \\ q &= \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}x^2} \cdot p \\ \Phi(x) &= \begin{cases} q & \text{für } x > 0 \\ 1 - q & \text{für } x \leq 0 \end{cases} \end{aligned} \quad (61)$$

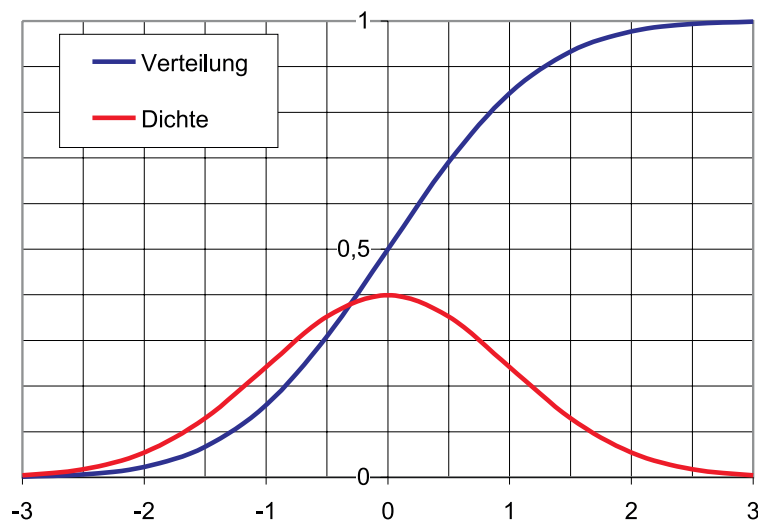


Abbildung 36: Dichte- und Verteilungsfunktion der Standard-Normalverteilung

### 3.3.3 Berechnung der Mechanischen Eigenschaften

Obwohl in [Frank2] verbesserte Gleichungen für niedriglegierte Stähle berechnet wurden, wurden diese nicht verwendet, da die nötigen Gültigkeitsbereiche der chemischen Zusammensetzung nicht eingehalten werden konnten. Da außerdem die Einflußgrößen neben der Abkühlzeit  $t_A$  auf die Elemente C, Si und Mn beschränkt wurde, hätte der signifikante Vanadium-Anteil der S460-Stähle nicht berücksichtigt werden können.

Für die Berechnung der Zielgrößen werden zunächst die Kohlenstoff-Äquivalente  $C_{\ddot{A}}$  und  $P_C$  berechnet:

$$\begin{aligned} C_{\ddot{A}} &= C + \frac{\text{Si}}{24} + \frac{\text{Mn}}{6} + \frac{\text{Cr}}{5} + \frac{\text{Ni}}{40} + \frac{\text{Mo}}{4} + \frac{\text{V}}{14} \\ P_C &= C + \frac{\text{Si}}{30} + \frac{\text{Mn}}{20} + \frac{\text{Cr}}{20} + \frac{\text{Ni}}{60} + \frac{\text{Mo}}{15} + \frac{\text{V}}{10} + \frac{\text{Cu}}{20} + \frac{\text{B}}{0,2} \end{aligned} \quad (62)$$

Die Vickers-Härte  $HV$  in HV30 ergibt sich nun zu:

$$\begin{aligned} HV &= 323,6 - 114,6 \ln t_A + 11,33 \ln^2 t_A + 123,7 \ln t_A C_{\ddot{A}} - 15,58 \ln^2 t_A C_{\ddot{A}} \\ &\quad - 1299 C - 79,11 \text{Si} - 120,7 \text{Mn} - 539 \text{Cr} + 79,22 \text{Ni} + 2830 \text{Cr C} \\ &\quad + 620,8 C_{\ddot{A}} + 875,4 P_C \end{aligned} \quad (63)$$

Die 0,2 %-Dehngrenze  $R_{p02}$  [N/mm<sup>2</sup>] und die Zugfestigkeit  $R_m$  [N/mm<sup>2</sup>] werden bestimmt durch:

$$\begin{aligned} R_{p02} &= 877,9 - 397,6 \ln t_A + 46,37 \ln^2 t_A + 551,1 \ln t_A C_{\ddot{A}} - 75,43 \ln^2 t_A C_{\ddot{A}} \\ &\quad - 3466 C - 168,3 \text{Si} - 608,4 \text{Mn} - 1983 \text{Cr} + 155,4 \text{Ni} + 9364 \text{Cr C} \\ &\quad + 3602 C_{\ddot{A}} \\ R_m &= 978,9 - 350,6 \ln t_A + 34,32 \ln^2 t_A + 461,7 \ln t_A C_{\ddot{A}} - 56,1 \ln^2 t_A C_{\ddot{A}} \\ &\quad - 4504 C - 278,4 \text{Si} - 477,6 \text{Mn} - 1704 \text{Cr} + 159,4 \text{Ni} + 7585 \text{Cr C} \\ &\quad + 2526 C_{\ddot{A}} + 2409 P_C \end{aligned} \quad (64)$$

Die Bruchdehnung  $A$  [%] und die Brucheinschnürung  $Z$  [%] können folgendermaßen berechnet werden:

$$\begin{aligned}
 A &= -10,88 + 22,76 \ln t_A - 2,242 \ln^2 t_A - 42,63 \ln t_A C_{\ddot{A}} + 4,701 \ln^2 t_A C_{\ddot{A}} \\
 &\quad + 10,68 \text{ Mn} + 33,71 \text{ Cr} - 4,531 \text{ Ni} - 125,3 \text{ Cr C} \\
 Z &= 58,48 + 6,65 \ln t_A - 6,703 \ln t_A C_{\ddot{A}} - 154,1 C + 18,17 \text{ Cr} - 13,03 \text{ Ni} \\
 &\quad - 25,11 C_{\ddot{A}}
 \end{aligned} \tag{65}$$

Für die Kerbschlagzähigkeit werden in [Frank1] keine Angaben gemacht, so daß ersatzweise die Werte  $K$  aus [Frank2] und  $KC$  aus [Frank1], [Kassat] verwendet werden. Letzterer hat den Nachteil eine flächenbezogene Kerbschlagarbeit in  $[\text{J}/\text{cm}^2]$  zu liefern, die auf konkrete Proben umgerechnet werden muss. Eine weitere Besonderheit ist die Berücksichtigung der Gefügeanteile, wodurch sich der Fehler bei berechneten Gefügezusammensetzungen vergrößern kann. Daher können beide Werte lediglich als grober Anhaltspunkt verwendet werden.

$$\begin{aligned}
 K &= 21,055 + 97,224 C \text{ Si} + 22,413 C \text{ Mn} + 3,452 \text{ Si Mn} - 579,397 C^2 \\
 &\quad - 20,136 \text{ Si}^2 - 2,768 \text{ Mn}^2 + 0,5091 t_A - 0,01441 t_A^2 + 1,218 \cdot 10^{-4} t_A^3 \\
 KC &= (1,06 - 2,8 C + 1,3 C^2 - 0,81 \text{ Mn} + 0,054 \ln t_A) M + (1,3 - 1,6 C - \\
 &\quad 0,08 \text{ Mn}) B + (1,47 - 1,8 C + 0,8 C^2 - 0,076 \text{ Mn} - 0,045 \ln t_A) \\
 &\quad (F + P)
 \end{aligned} \tag{66}$$

Für die Härte wurde außerdem ein eigenes empirisches Modell in die FEM-Simulationen integriert, welches auf den Regressionsgleichungen beruht, die aus den Versuchsergebnissen gewonnen wurden. Da die Eingabegrößen aus den Schweißparametern Drahtzufuhr, Schweißgeschwindigkeit und Brennerabstand bestehen, ergeben sich Werte, die dem quasi-stationären Zustand entsprechen. Die Ergebnisse dieses Modells werden daher auch den FEM-Lösungen des statischen Modells gegenübergestellt (siehe 4.5, Tab. 21, S. 135), sind aber auch in die Unterroutrinen des dynamischen Modells integriert, um bei Bedarf auf einfache Weise einen Vergleich mit den Versuchswerten durchführen zu können. Prinzipiell können die vorliegenden Daten analog zu den Gl. (63) bis (66) ebenfalls in Regressionen abhängig von der chemischen Zusammensetzung und der Abkühlzeit überführt werden.

Die Berechnung der Härte wird getrennt für die drei Bereiche Schweißgut, Wärmeeinflußzone und Grundwerkstoff durchgeführt. Die Werte  $H_{SG}$  im Schweißgut und  $H_{GW}$  im Grundwerkstoff werden als konstant angenommen und werden durch Gleichungen mit den Koeffizienten aus

Tabelle 10, S. 46 berechnet bzw. sind durch die Eigenschaften des Grundwerkstoffs gegeben, siehe Tab. 14, S. 59. Für die Wärmeeinflußzone wird ein linearer Verlauf abhängig von der aufgetretenen Maximaltemperatur angenommen, wobei die maximale Härte  $HV_{max}$  bei  $1500^\circ\text{C}$  angenommen wird und bis auf den Wert des Grundwerkstoffs bei  $750^\circ\text{C}$  abfällt. Damit ergibt sich ein empirischer Härteverlauf  $HV^*$  abhängig von  $T_{max}$  gemäß

$$HV^* = \begin{cases} H_{SG} & \text{für } T_{max} > 1500^\circ\text{C} \\ H_{GW} + (T_{max} - 750^\circ\text{C}) \cdot \frac{H_{max} - H_{GW}}{750^\circ\text{C}} & \text{für } 750^\circ\text{C} < T_{max} \leq 1500^\circ\text{C} \\ H_{GW} & \text{für } T_{max} \leq 750^\circ\text{C} \end{cases} \quad (67)$$

### 3.4 Berechnung der Nahtform

Um die Nahtform berücksichtigen zu können, wurde ein simpler geometrischer Ansatz verwendet, der die Überhöhung oder Unterwölbung parabelförmig approximiert. Sind Höhe  $h$  und Breite  $b$  der Naht gegeben, ergibt sich die Abweichung von der Blechoberseite abhängig vom Nahtmittenabstand  $y$  zu

$$z(y) = -\frac{h}{b^2} \cdot y^2 + h \quad (68)$$

Um die Höhe und Breite zu bestimmen, wurden drei Varianten implementiert:

1. Höhe und Breite werden aus den Regressionsgleichungen der Versuchsergebnisse bestimmt.
2. Die Breite wird durch Regression bestimmt, die Höhe durch die Massenbilanz.
3. Die Breite wird durch das Schmelzbad gegeben, die Höhe durch die Massenbilanz.

Die erste Methode eignet sich besonders zur Nachbildung der Versuche innerhalb des betrachteten Parameterraums, die dritte Methode ist dagegen von den Versuchsdaten unabhängig und so für die Prognose besser einsetzbar. Da die FEM-Rechnungen die Verschmälerung der Naht bei erhöhter Drahtzufuhr (siehe Abb. 22, S. 48) mit der verwendeten Modellierung nicht erfassen, wurde der gemischte zweite Ansatz eingeführt, bei dem Entwicklung der Nahtbreite aus den Versuchsergebnissen vorgegeben wird.

Für die Methoden 2 und 3 ist es nötig, die Massenbilanz – oder korrekter die Flächenbilanz des Nahtquerschnitts – zu betrachten. Die Fläche der Nahtüberhöhung oder -unterwölbung  $A_{Naht}$

ergibt sich als Differenz der eingebrachten Fläche  $A_{ein}$  und der zu füllenden Spaltfläche  $A_{Sp}$  (siehe Gl. 8, S. 25):

$$\begin{aligned} A_{Naht} &= A_{ein} - A_{Sp} \\ &= \left( \frac{\pi}{4} \cdot d_{Dr}^2 \cdot \frac{v_{Dr}}{v_S} \right) - \left( d_{Sp} \cdot d_{Bl} + \tan \alpha \cdot d_{Bl}^2 - \frac{\pi}{8} \cdot d_{Sp}^2 \right) \end{aligned} \quad (69)$$

Diese muß gleich der Fläche  $A_{par}$  des parabelförmigen Ansatzes sein:

$$A_{Naht} = A_{par} = 2 \int_0^{b/2} -\frac{h}{b^2} \cdot y^2 + h \, dy = \frac{2}{3} b h , \quad (70)$$

womit sich die Nahthöhe bei bekannter Breite und Fläche zu

$$h = 1,5 \cdot \frac{A_{Naht}}{b} \quad (71)$$

ergibt. Die vorgestellten Ansätze eignen sich vor allem für nicht zu extreme Überhöhungen, während die Annahme einer parabelförmigen Unterwölbung nur für kleine Untermaße gerechtfertigt ist. Bei zu geringer Drahtzufuhr wird nur wenig oder kein Grundwerkstoff aufgeschmolzen und das zugeführte Drahtmaterial legt sich raupenartig in den Spalt, was zu einem W-förmigen Nahtquerschnitt führt.

Für das statische Modell wurde die Nahtbildung durch die Unteroutine UFRORD erst nach vollständiger Ausbildung des Schmelzbades durchgeführt. Dadurch konnte die Geometrieänderung auf den Bereich hinter dem Schmelzbad beschränkt und ggf. die Nahtbreite bestimmt werden. Beim dynamischen Modell erfolgt die Nahtanpassung bereits vor der Rechnung für die gesamte Blechlänge über die Unteroutine UFXORD, da eine Änderung der Netzgeometrie bei MSC.MARC aus unbekannten Gründen zu einer starken Verfälschung der Temperaturen am Anfang des nächsten Zeitschritts führt und nur so sinnvolle Berechnungen möglich waren. Beim statischen Modell wird dieser Effekt dagegen in wenigen Zeitschritten wieder ausgeglichen und ist daher unproblematisch. Da die Quelle im dynamischen Fall in der Naht wandert, muß diese der Verformung angepasst werden, siehe 3.5.2. Der Einsatz der dritten Methode zur Nahtberechnung ist beim dynamischen Modell nicht sinnvoll umsetzbar und wurde daher nicht integriert. Für die Beschreibungen der Unter Routinen siehe [MarcD].

### 3.5 Festlegung der Randbedingungen

Nach der Vorstellung der Lösungsprinzipien mit der Finite Elemente Methode soll nun die Problemstellung des MSG-Schweißens durch Festlegung der Randbedingungen konkretisiert werden. Der Begriff der *Randbedingung* soll in diesem Zusammenhang nicht der strengen mathematischen Definition entsprechen, der tatsächlich eine Beschränkung auf die Ränder des betrachteten Grundgebietes entspricht, sondern der eher praktisch orientierten Betrachtung aller Lasten und Beschränkungen. Lasten können dabei je nach Problemklasse z.B. Kräfte, Wärmeströme oder elektrische Ströme sein, Beschränkungen wären Einspannungen, festgelegte Temperaturen oder elektrische Potentiale. Da eine explizite Differenzierung von Rand und Innerem des Grundgebietes für die konkrete Problembeschreibung unnötig ist, werden auch bei den gängigen FEM-Programmen alle Lasten und Beschränkungen grundsätzlich als „*boundary condition*“ (engl. für Randbedingung) eingestuft. Bei der Aufstellung des FEM-Gleichungssystems werden die Randbedingungen dann in den entsprechenden Last- und Ergebnisvektoren berücksichtigt, z.B.  $\vec{q}_n$  und  $\vec{T}_n$  in (36) oder  $\vec{f}$  und  $\vec{u}$  in (42), wobei flächen- und volumenbezogene Größen in äquivalente Knotenlasten umgerechnet werden.

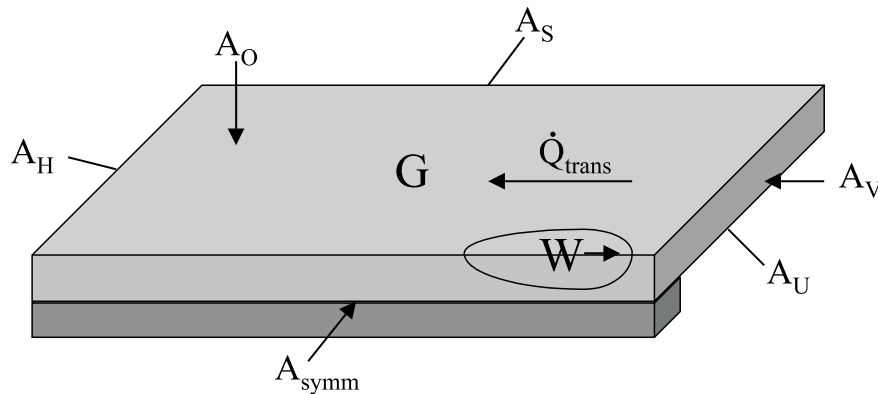


Abbildung 37: Wirkungsbereiche der Randbedingungen

In Abbildung 37 sind die Bezeichnungen für die Wirkungsbereiche der zu definierenden Randbedingungen dargestellt, wobei auch die als Badsicherung dienende Kupferschiene berücksichtigt ist. Die Außenflächen wurden sinngemäß ihrer Lage nach mit  $A_V$  für die vordere Fläche,  $A_H$  für die hintere usw. bezeichnet. Wärmequellen wirken im Bereich  $W$  und beim statischen Modell auch als Translationsquelle  $\dot{Q}_{\text{Trans}}$  im gesamten Grundgebiet  $G$ , wobei  $W$  dann unbewegt bleibt.

### 3.5.1 Temperaturen

Neben dem Starttemperaturfeld der Anfangsbedingung müssen nur beim statischen Modell Temperaturen für  $A_V$  festgelegt werden. Durch Festlegen von  $T|_{A_V}$  auf Raumtemperatur wird der Massentransport noch nicht erwärmten Blechs erfasst, da es sonst zu unerwünschten Erwärmungen vor der Quelle durch die Aufstauung vor dem Blechende kommt.

### 3.5.2 Wärmequellen

Die Energieeinbringung beim Schweißprozeß durch die komplexen Vorgänge der Lichtbogenwirkung und des Tropfenübergang wird in den meisten Fällen in Form von Wärmequellen zusammengefasst, siehe u.a. [Dilt2], [Giese], [Hama], [Lindh], [Pitter], [Radaj1], [Radaj2], [Rettig], [Rosent], [Rykal], [Pollm], [Steinb], [Sudnik], [Weiß1], [Weiß2]. Eine erste Annäherung der Energieverteilung beim Lichtbogenschweißen liefert die normalverteilte<sup>14</sup> Quelle, die definiert ist durch

$$q(x, y) = q_{max} e^{-k(x^2+y^2)} \quad (72)$$

mit dem maximalen Wärmestrom  $q_{max}$  im Mittelpunkt der Quelle und dem Konzentrationkoeffizienten  $k$ . Die von (72) übertragene Leistung ergibt sich zu

$$q = q_{max} \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} e^{-k(x^2+y^2)} dx dy = 4 q_{max} \int_0^{\infty} \int_0^{\infty} e^{-k(x^2+y^2)} dx dy = \frac{\pi}{k} q_{max} \quad (73)$$

unter Ausnutzung der Symmetrien und mit Kenntnis von  $\int_0^{\infty} e^{-kx^2} dx = \frac{1}{2} \sqrt{\pi/k}$ .

Um nun noch den Koeffizienten  $k$  bestimmen zu können, wird für die unendlich große Quelle ein Wirkradius  $r$  eingeführt, der vom Maximum bis zum Abfallen der Leistung auf 5% reicht. Damit gilt

$$q(x, y) = q(r) = q_{max} e^{-kr^2} = 0,05 q_{max} \quad (74)$$

woraus folgt

$$e^{-kr^2} = 0,05 \implies k = -\frac{\ln 0,05}{r^2} \approx \frac{3}{r^2} . \quad (75)$$

Nun kann mit Vorgabe der Leistung  $q$  und des Radius  $r$  eine Quelle mit

$$q(x, y) = q \frac{3}{\pi r^2} e^{-\frac{3}{r^2}(x^2+y^2)} \quad (76)$$

definiert werden. Von diesem grundlegenden Konzept ausgehend können nun Erweiterungen

---

<sup>14</sup>Diese Verteilung ist eine reine Modellvorstellung ohne unmittelbaren physikalischen Bezug, die sich aber in der Anwendung bewährt hat.



bezüglich der Form und der Dimensionalität gemacht werden. So kann (76) durch Einführung zweier Halbachsen  $a$  in x- und  $b$  in y-Richtung, die den Radius ersetzen, in eine elliptische Flächenquelle überführt werden, mit der z.B. längere Schmelzbäder erzeugt werden können:

$$q(x, y) = q \frac{3}{\pi ab} e^{-3\left(\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2}\right)}. \quad (77)$$

Die zweidimensionalen Wärmequellen entsprechen in ihrer Wirkung zwar annähernd der physikalischen Realität des Schweißprozesses, dennoch erzeugen sie oft zu „flache“ Temperaturfelder mit unzureichender Tiefenwirkung. Dies gilt besonders bei speziellen Verfahren wie dem Laserschweißen oder bei eintauchendem Lichtbogen, siehe [Radaj2]. Neben der Möglichkeit die Wärmeleitfähigkeit im schmelzflüssigen Bereich zu erhöhen, um den konvektiven Wärmetransport zu berücksichtigen, können dreidimensionale Volumenquellen zu guten Ergebnissen führen. So führt die Erweiterung von (76) zu einer dreidimensionalen Halbkugelquelle auf:

$$q(x, y, z) = q \frac{6\sqrt{3}}{\sqrt{\pi^3} r^3} e^{-\frac{3}{r^2}(x^2+y^2+z^2)}. \quad (78)$$

Ebenso kann auch (77) zu einer ellipsoiden Volumenquelle mit zusätzlicher Halbachse  $c$  in z-Richtung erweitert werden:

$$q(x, y, z) = q \frac{6\sqrt{3}}{\sqrt{\pi^3 abc}} e^{-3\left(\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c^2}\right)}. \quad (79)$$

Die grundlegenden Wärmequellenmodelle (76) bis (79) können wiederum durch Kombinationen oder Abwandlungen an spezielle Erfordernisse angepasst werden. So basiert die Goldak-Quelle (siehe [Goldak]) auf der ellipsoiden Form (79), allerdings mit der Wahl unterschiedlicher Halbachsen für jeden Quadranten. Eine unsymmetrische Wahl links und rechts der Naht kann z.B. beim Schweißen unterschiedlicher Werkstoffe sinnvoll sein. Hier soll nur die Unsymmetrie in Schweißrichtung betrachtet werden, bei der zwei unterschiedliche Halbachsen  $a_v$  und  $a_h$  für den vorderen bzw. hinteren Quellenteil gewählt werden können. Bei direkter Verwendung der Form (79) entfällt je die Hälfte der Gesamtleitung  $q$  auf den vorderen und hinteren Teil, was bei  $a_v \neq a_h$  zu einem unstetigen Verlauf führt, der aber auch bewußt verwendet werden kann. Werden je ein Faktor  $f_v$  für den vorderen und  $f_h$  für den hinteren Teil mit der offensichtlichen Bedingung  $f_v + f_h = 2$  eingeführt, kann die Energieverteilung nach Bedarf angepasst werden, siehe [Goldak], [Giese]. Der stetige Fall ergibt sich dabei genau für

$$\frac{f_v}{f_h} = \frac{a_v}{a_h} \quad (80)$$

womit sich bei Vorgabe der Halbachsen  $a_v, a_h$  die Faktoren zu

$$f_v = \frac{2a_v}{a_v + a_h} \quad \text{und} \quad f_h = 2 - f_v = \frac{2a_h}{a_v + a_h} \quad (81)$$

berechnen lassen.

Um die unterschiedlichen Auswirkungen des Tropfenübergangs, der Lichtbogenwirkung und der Konvektion besser nachbilden zu können, können die vorgestellten Wärmequellen zu komplexeren Modellen kombiniert werden. So wird in [Weiß1] die Möglichkeit erwähnt, zwei kreisförmige Flächenquellen nach (76) mit unterschiedlichen Leistungen und Radien zu überlagern, um Lichtbogen- und Tropfenwirkung zu erfassen. In [Giese] wird eine Kombination zweier Goldak-Quellen verwendet, wobei eine unsymmetrisch in Schweißrichtung und flach ist, die andere dagegen konzentriert kreisförmig und tiefer wirkend. Damit soll der konvektive Materialtransport in Radialrichtung erfasst werden, der zu einer insgesamt langsameren Temperaturabnahme hinter der Quelle führt.

Die normalverteilten Volumenquellen haben oft den Nachteil, zu wenig Energie auf der Wurzelseite eines Blechs einzubringen. Die Verlängerung der Halbachse, wie bei der Längen- und Breitenausdehnung in der Regel problemlos möglich, ist hier nicht ohne weiteres praktikierbar, da die Quelle dann über den Integrationsbereich hinausgeht und zu wenig Leistung in das Werkstück eingebracht wird. Diese Problematik kann durch Einführen eines Korrekturfaktors umgangen werden, welcher die Einbringung der vollständigen Gesamtleistung sicherstellt. Bei einer Blechdicke  $d_{Bl}$  und einer Quelltiefe von  $c > d_{Bl}$  muss z.B. der Term  $1/\Phi(\sqrt{6}d/c)$  in die Wärmequellen-Formulierung eingefügt werden, siehe [Giese].

Ein weiterer Nachteil der dreidimensionalen Quellen ist, daß sie bei Modellen mit variabler Geometrie, z.B. bei Berücksichtigung von Schmelzbad- und Nahtform, nur schwer einzusetzen sind. Hier tritt das Problem auf, daß die Quellendefinition nach einer Verformung nicht mehr zur Werkstückgeometrie paßt, so daß wiederum Teile der Quelle außerhalb liegen und unberücksichtigt bleiben oder sich unerwünschte Bereiche ohne Quelleneinwirkung ergeben. Wegen der Komplexität der möglichen Verformungen ist eine Anpassung über einfache Korrekturfaktoren hier meist nicht mehr möglich. Um dennoch die Vorteile der Volumenquellen nutzen zu können sollen hier kurz die Konzepte einer *angepassten Volumenquelle* und einer *Schichtenquelle* vorgestellt werden.

Die angepasste Volumenquelle ist relativ einfach zu realisieren, soweit die zugrunde liegende Verformung bekannt ist. Da bei der Finite Elemente Methode die Wärmequellenlasten in diskreten Integrationspunkten aufgetragen werden, ist es nicht nötig, eine geschlossene Darstellung der Wärmequelle zu erstellen. Vielmehr wird bei der Abfrage des aufzutragenden Wärmestroms

die Höhe der Oberflächenverformung ermittelt und zur Quelltiefe addiert, wobei der Nullpunkt der Quelle sich ebenfalls um die verformte Höhe verschiebt. Die Idee der Schichtenquelle ist dagegen die Umrechnung einer beliebigen Volumenquelle auf eine Menge gleichwertiger Flächenquellen, die – in Schichten übereinander angeordnet – die ursprüngliche Quelle ersetzen. Wird dies bei einem Finite Elemente Modell in jeder Elementschicht durchgeführt, sind die Wirkung von Schichtenquelle und Volumenquelle identisch, da es hier nur auf die resultierenden Knotenquellen ankommt. Wird nun das Modell verformt, bleibt die Leistung der Schichtenquelle konstant, da jeder Knoten über seine Flächenquellen-Definition unverändert angesprochen wird. Der Vorteil liegt also darin, daß die Schichtenquelle an die Geometrie der Vernetzung gebunden ist, während die normale Volumenquelle „starr“ im Raum bleibt. Die Schichtenquelle ist damit auch bei unbekannten und komplizierten Verformungen einsetzbar. Als Kritik kann angemerkt werden, daß durch die gleichzeitige Verzerrung von Geometrie *und* Quelle der Wärmefluß in unerwünschter oder unrealistischer Weise verteilt wird. Für moderate Verformungen sind negative Effekte sicher zu vernachlässigen, bei extremen geometrischen Änderungen muß dies im Einzelfall beurteilt werden.

Als Grundlage der Schichtenquelle diene die ellipsoide Volumenquelle (79), so daß auch der Fall der Goldak-Quelle erfaßt ist. Zunächst müssen die Ausdehnungen der Flächenquellen abhängig von der Tiefe  $z$  bestimmt werden. Die neuen Halbachsen  $a'$  und  $b'$  können über die Normalform des Ellipsoiden bestimmt werden:

$$\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c^2} = 1 \quad \Rightarrow \quad \frac{x^2}{a^2 \left(1 - \frac{z^2}{c^2}\right)} + \frac{y^2}{b^2 \left(1 - \frac{z^2}{c^2}\right)} = 1 \quad (82)$$

Damit ergeben sich:

$$a'^2 = a^2 \left(1 - \frac{z^2}{c^2}\right) \quad \text{und} \quad b'^2 = b^2 \left(1 - \frac{z^2}{c^2}\right) \quad (83)$$

Die Leistung einer Flächenquelle ergibt sich durch Integration der Volumenquelle über die betrachtete Schichtdicke von  $z_0$  bis  $z_1$ :

$$\begin{aligned} q' &= q \frac{6\sqrt{3}}{\sqrt{\pi^3} abc} 4 \int_{z_0}^{z_1} \int_0^\infty \int_0^\infty e^{-3\left(\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} + \frac{z^2}{c^2}\right)} dx dy dz \\ &= q \frac{2\sqrt{3}}{c\sqrt{\pi}} \int_{z_0}^{z_1} e^{-3\frac{z^2}{c^2}} dz \end{aligned} \quad (84)$$

Dabei kann das verbliebene Integral analog zu (60) nicht direkt berechnet werden, sondern muß numerisch gelöst werden. Betrachtet man die Beziehung  $\int_0^\infty e^{-3\frac{z^2}{c^2}} = c \sqrt{\pi}/2\sqrt{3}$  fällt auf, daß die Leistung der Flächenquelle im gleichen Verhältnis zur Gesamtleistung steht wie das Integral über die Schicht zum Gesamtintegral in Tiefenrichtung, was auch intuitiv zu vermuten war.

### 3.5.3 Translation

Im dynamischen Fall wird die Translation direkt durch Definition einer bewegten Wärmequelle erreicht. Im statischen Fall wird die Volumenwärmequelle  $\dot{Q}_{trans} = -c\rho \cdot v \nabla T$  auf dem gesamten Grundgebiet  $G$  eingeführt. Dies erfolgt durch Einbinden einer Unteroutine vom Typ FLUX, in welcher der Temperaturgradient über die MSC.MARC-Unteroutine ELMVAR abgefragt und die temperaturabhängige Wärmekapazität ermittelt wird. Mit der konstanten Dichte und der vorgegebenen Geschwindigkeit ergibt sich dann der Volumen-Translationswärme fluß.

### 3.5.4 Strahlung

Die Strahlung wird gemäß den bestimmten Emissionskoeffizienten auf der kompletten Oberfläche  $A = A_V \cup A_H \cup A_O \cup A_U \cup A_S$  ausgenommen der Symmetrieffläche  $A_{symm}$  als Randbedingung 3. Art mit einem Wärme fluß von  $q = \varepsilon C (T^4 - T_u^4)$  festgelegt. Für das Blech wird ein temperaturabhängiger Emissionskoeffizient eingeführt, der beim Übergang in den schmelzflüssigen Bereich auf einen Wert von 0,3 fällt.

### 3.5.5 Konvektion

Bei Betrachtung des konvektiven Wärmeübergangs sind zwei unterschiedliche Arten zu unterscheiden. Bei der *natürlichen* oder *freien Konvektion* führen Dichteunterschiede, in diesem Fall erzeugt durch Temperaturdifferenzen, zu einer Teilchenbewegung im betrachteten Umgebungsmedium. *Erzwungene Konvektion* wird durch äußere Kräfte verursacht, z.B. durch ein Gebläse oder eine Pumpe.

Beim Schweißprozess liegt üblicherweise eine freie Konvektion über der Blechoberfläche vor, lediglich die Schutzgaszuführung ist ggf. als erzwungene Konvektion zu berücksichtigen. Für derartige strömungsabhängige Beziehungen liegen empirische Ansätze vor, der für die waagerechte Rechteckplatte über die Nusselt-Zahl

$$Nu = \frac{\alpha \cdot l}{\lambda} = \begin{cases} 0,7 Ra^{\frac{1}{4}} & \text{für } Ra < 4 \cdot 10^7 \text{ (laminar)} \\ 0,155 Ra^{\frac{1}{3}} & \text{für } Ra \geq 4 \cdot 10^7 \text{ (turbulent)} \end{cases} \quad (85)$$

mit dem Übergangskoeffizienten  $\alpha$ , der kürzeren Plattenseite  $l$ , der Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  und der Rayleigh-Zahl  $Ra$  beschrieben wird, siehe [Dubbel], [Pitter], [Wärme]. Dabei gilt:

$$Ra = Gr Pr$$

$$Gr = \frac{g \cdot l^3}{\nu^2} \beta \Delta T \quad (\text{Grashof-Zahl}) \quad (86)$$

$$Pr = \frac{\nu}{a} = \frac{\nu \rho c}{\lambda} \quad (\text{Prandtl-Zahl})$$

mit Erdbeschleunigung  $g = 9,81 \text{ m/s}^2$ , kinematischer Viskosität  $\nu [\text{m}^2/\text{s}]$ , thermischen Ausdehnungskoeffizient  $\beta$ , Temperaturdifferenz zwischen Wand und Umgebung  $\Delta T = T_w - T_u$  und Wärmeleitzahl  $a = \lambda / c \rho$ . Für ideale Gase kann  $\beta \approx 1/T_w$  gesetzt werden. Bei der temperaturabhängigen Berechnung wird die mittlere Temperatur  $(T_w + T_u)/2$  verwendet.

In den Abb. 38 und 39 sind der konvektive Wärmeübergangskoeffizient und der resultierende Wärmefluß für die verwendeten Bleche ( $l = 150 \text{ mm}$ ) abhängig von der Blechtemperatur mit und ohne Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit der Materialwerte dargestellt. Es ist zu erkennen, daß bereits ab ca.  $100^\circ\text{C}$  ein fast konstanter Übergangskoeffizient vorliegt, was sich in einer ebenso gleichmäßigen Steigung des Wärmeflusses widerspiegelt. Aufgrund dieser Erkenntnisse wurde ein konstanter mittlerer Koeffizient von  $\alpha = 10 \text{ [W/m}^2\text{K]}$  verwendet, da der Fehler, der bei niedrigen Temperaturen auftritt, vernachlässigbar ist. Für die Unterseite wurde die Näherung  $\alpha_u = \alpha/2$  (siehe [Pitter]) verwendet, ebenso für die Seiten. Hier liegen zwar andere Strömungsverhältnisse vor, aufgrund der niedrigen Temperaturen ist der Fehler aber als gering einzuschätzen. Hinzu kommt noch, daß für hohe Temperaturen über  $600^\circ\text{C}$  die Strahlung zur dominierenden Größe wird, siehe Abb. 40.

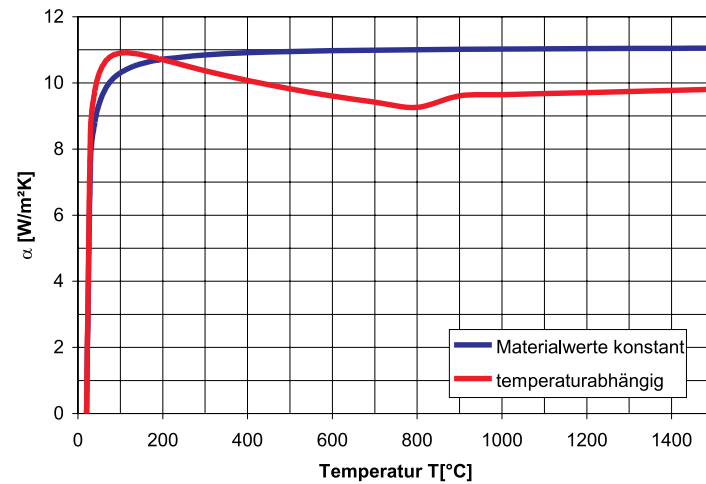


Abbildung 38: Temperaturabhängigkeit des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten

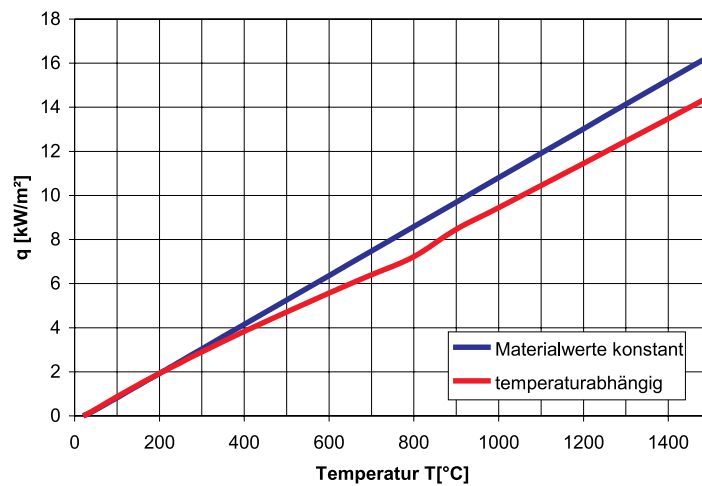


Abbildung 39: Resultierende Wärmeflüsse der freien Konvektion

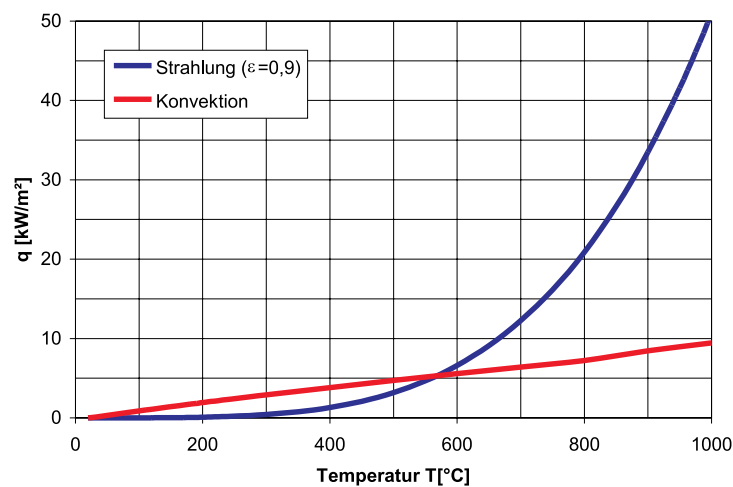


Abbildung 40: Vergleich der Wärmeabgabe durch Strahlung und Konvektion

### 3.6 Temperaturabhängige Materialwerte

Die Beschaffung der temperaturabhängigen Materialwerte bis hin zur Schmelztemperatur von ca. 1500°C oder gar darüberhinaus ist heutzutage immer noch problematisch. Bis zu Temperaturen von ca. 600–1000°C liegen relativ gute Informationen vor, für Stähle z.B. von [Richter1], [Richter2], [Rohl], für mehrere Werkstoffe in [Dubbel], [Toulou] und [Wärme]. Interessante Zusammenstellungen für einige Metalle finden sich in [Radaj1], [Radaj2] und auf einzelne Werkstoffe bezogen in anderen Arbeiten zur Schweißsimulation wie [Giese], [Hama], [Lindh], [Pitter], [Rykal], [Steinb].

#### 3.6.1 Thermische Materialwerte

Die entscheidenden Materialwerte zur Berechnung des Temperaturfeldes sind die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  [W/mK] und die Spezifische Wärmekapazität  $c$  [J/kg K], die für niedriglegierte Stähle vergleichbare Verläufe haben, siehe z.B. [Richter2], [Radaj1]. Da keine signifikanten Unterschiede zwischen den verwendeten Stahlsorten dokumentiert sind, wurden die gleichen Werte für beide Sorten verwendet.

Der Verlauf der temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit ist in Abb. 41 dargestellt. Bis zur angenommenen Schmelztemperatur von 1500°C decken sich die Angaben im wesentlichen mit [Giese], [Rohl], [Radaj1] und [Richter2]. Es ist zu beobachten, daß die Wärmeleitfähigkeit bei höheren Temperaturen zunächst abnimmt und bei ca. 1000°C nur noch ungefähr halb so groß wie bei Raumtemperatur ist, um dann bis zur Schmelztemperatur wieder leicht anzusteigen. Im schmelzflüssigen Bereich sind unterschiedliche Modelle zu finden, wobei ein fast konstanter Verlauf zwischen 40 und 60 W/mK der Realität am ehesten entspricht (gestrichelte Linie). Dennoch wird die Wärmeleitfähigkeit bei vielen Modellen oberhalb der Schmelztemperatur erhöht, um den konvektiven Wärmetransport im flüssigen Schmelzbad auf diesem Weg zu berücksichtigen. So steigt die Wärmeleitfähigkeit in [Lindh] linear auf 400 W/mK und in [Hama] auf 300 W/mK bei 2400°C. In [Weiβ1] findet die Gleichung  $\lambda = \lambda_s \cdot (T/T_s)^n$  für  $\lambda > T_s$  Verwendung mit der Schmelztemperatur  $T_s$ , der zugehörigen Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_s$  und  $n \in [2; 3]$ . Damit ergeben sich 4- bis 8-fach höhere Werte bei 3000°C als bei 1500°C. In Abb. 41 ist ein linearer Anstieg auf 200 W/mK bei 2500°C dargestellt, der als eine Art Mittelwert der genannten Modelle angesehen werden kann. Der genaue Verlauf der Wärmeleitfähigkeit oberhalb der Schmelztemperatur kann somit als „freier Parameter“ verwendet werden, um Simulation und Experiment besser in Einklang zu bringen. Dieser ist im wesentlichen mit der verwendeten Wärmequelle abzustimmen, da der konvektive Wärmetransport auch durch Volumenquellen bereits angenähert wird, siehe 3.5.2.

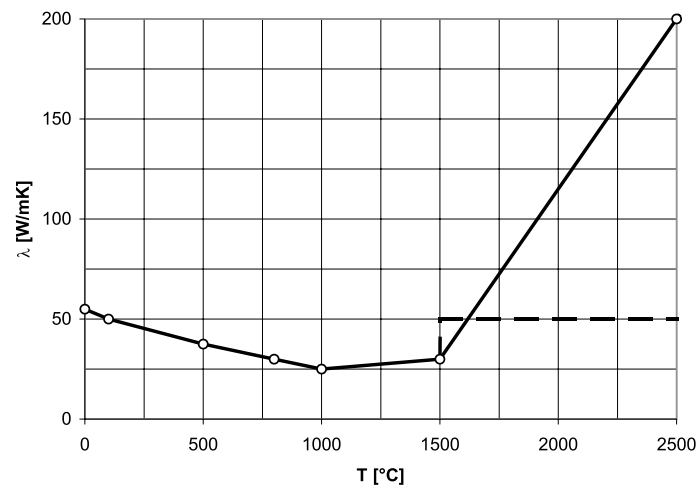


Abbildung 41: Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit

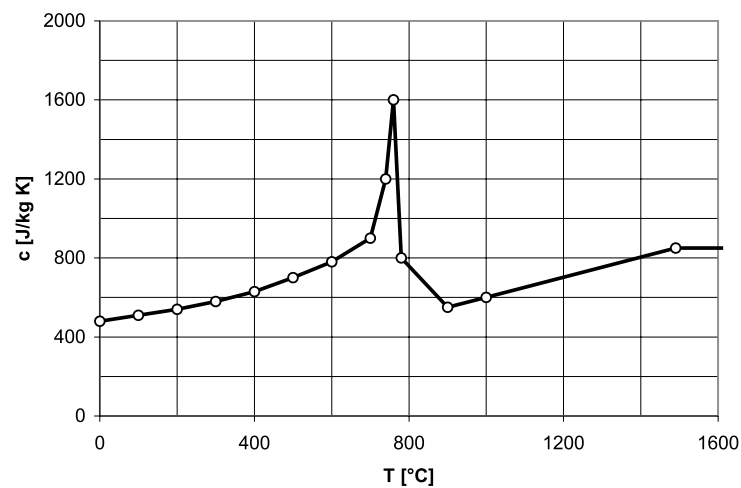


Abbildung 42: Temperaturabhängige Spezifische Wärmekapazität

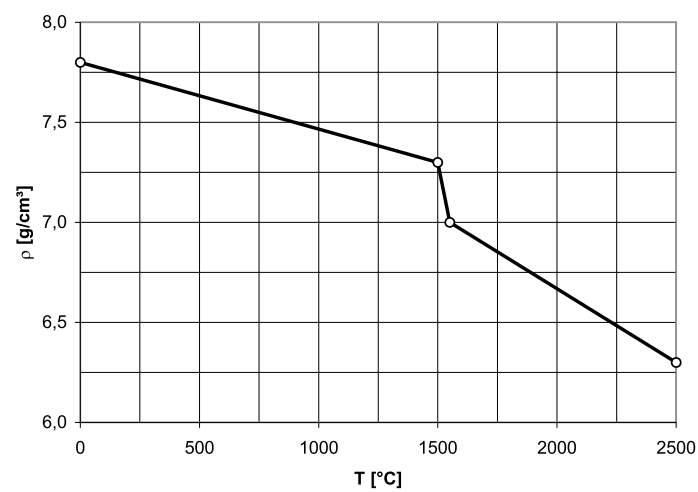


Abbildung 43: Temperaturabhängige Dichte



Die Spezifische Wärmekapazität in Abb. 42 zeichnet sich zunächst durch ihren kontinuierlichen Anstieg aus. Die Berücksichtigung der Phasenumwandlung führt in der Nähe der  $A_{c1}$ -Temperatur zu einer ausgeprägten Spitze. Diese entspricht theoretisch sogar einer Unendlichkeitsstelle, da bei der Umwandlung eine Erhöhung der Enthalpie ohne Temperaturerhöhung stattfindet. Diese Enthalpiedifferenz, auch *latente Wärme* genannt, ist im System gespeichert und wird bei umgekehrter Umwandlung wieder freigegeben. Nach der Umwandlung sinkt die Spezifische Wärmekapazität, um bis zur Schmelztemperatur wieder anzusteigen. Danach wurde der Wert konstant beibehalten. Das Prinzip der latenten Wärme liegt aber auch beim Schmelzen bzw. Erstarren vor, bei der eine Enthalpiedifferenz von ca. 270 kJ/kg überwunden werden muß. Diese wurde allerdings nicht in der Spezifischen Wärmekapazität berücksichtigt, sondern direkt als latente Wärme im FEM-Programm angegeben. Dadurch wird in einem vorgegebenen Temperaturintervall – hier zwischen 1490 und 1510°C – die Wärmekapazität automatisch um einen äquivalenten konstanten Betrag erhöht. Das gleiche Vorgehen kann auch beim Übergang zur Verdampfung genutzt werden, bei der eine Enthalpiedifferenz von ca. 6360 kJ/kg vorliegt. Dies empfiehlt sich besonders um überhöhte Temperaturen zu vermeiden, falls die Rechnungen Werte über dem Siedepunkt von ca. 2850°C für kohlenstoffarme Stähle ergeben.

Die Dichte wird bei den Berechnungen als konstant angesehen, zunächst aus dem praktischen Grund, daß die verwendete Software die Einführung einer temperaturabhängigen Dichte nicht vorsieht, auch nicht über eine Unteroutine. Andererseits ist der Verlauf der Dichte zumindest im festen Bereich relativ konstant, wie Abb. 43 nach den Angaben aus [Radaj2] zeigt (man beachte den Nullpunkt). Bei 1500°C liegt die Dichteabnahme bei 6,4% im Vergleich zur Raumtemperatur und sinkt im schmelzflüssigen Bereich auf einen Wert von ca. 6,3 g/cm<sup>3</sup>, das sind 80% des Ursprungswertes. Ist eine Berücksichtigung der Dichte bei der Wärmeleitung erwünscht, kann dies auch durch eine modifizierte Spezifische Wärmekapazität geschehen, da beide Werte als Term  $c\rho$  in die Wärmeleitungsgleichung (18) eingehen.

Die Wärmeleitfähigkeit von Kupfer beträgt ungefähr 400 W/mK bei Raumtemperatur und fällt auf ca. 350 W/mK bei 800°C während die spezifische Wärmekapazität von 380 J/kgK bei Raumtemperatur auf ca. 450 J/kgK bei 600°C steigt, siehe [Wärme]. Die Werte für die Kupferschiene wurden konstant gewählt, da ihre Temperaturabhängigkeit im Vergleich zu den Stählen wesentlich weniger ausgeprägt ist und der exakte Temperaturverlauf in der Badsicherung von geringem Interesse ist. Als Bezug wurde eine mittlere Temperatur von 350°C gewählt, die sowohl im Einklang mit Versuchsbeobachtungen wie auch den Simulationsergebnissen steht, und für die sich Werte von 385 W/mK und 420 J/kgK ergeben. Für die Dichte wird ein Wert von 8,96 g/cm<sup>3</sup> verwendet.

### 3.6.2 Mechanische Materialwerte

Für die Verzugs- und Spannungsberechnung müssen auch die mechanischen Materialwerte temperaturabhängig angegeben werden. Der Verlauf des Elastizitätsmoduls ist in Abb. 44 dargestellt, wobei ein stetiges Abfallen bei Temperaturzunahme zu erkennen ist. Die Werte bis 600°C lehnen sich an [Richter2] an, bis 1200°C entsprechen die Werte den Angaben aus [Lindh], dann wird ein Abfallen auf Null bis zur Schmelztemperatur angenommen. Die Poisson'sche Querkontraktionszahl  $\nu$  ist in Abb. 45 aufgeführt, wobei sich die Angaben aus [Richter2] und [Lindh] wiederum ergänzt haben. Für die flüssige Schmelze wurde ein etwas geringerer Wert von 0,49 statt des theoretischen von 0,5 angenommen, um numerische Probleme zu vermeiden.

Der Verlauf des momentanen oder differentiellen Wärmeausdehnungskoeffizienten  $\alpha$  in Abb. 46 ist bis 600°C [Richter2] entnommen und bis 1000°C mit Werten aus [Rohl] bestimmt worden. Da hier der mittlere lineare Koeffizient  $\alpha_L$  für die Bezugstemperatur  $T_0 = 0$  angegeben war, wurde eine Umrechnung gemäß

$$\alpha(T) = \alpha_L(T) + \frac{d}{dT} \alpha_L \cdot (T - T_0) \quad (87)$$

durchgeführt, siehe [Richter2], [MarcA]. Auch hier ist ein starker Einfluß der Umwandlung festzustellen, der sogar bis zur Vorzeichenumkehr der Dehnung reicht.

Das genaue Verhalten bei der Umwandlung ist dabei noch von weiteren Faktoren wie Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeit und Maximaltemperatur (bei Abkühlung) abhängig, soll hier aber nicht weiter berücksichtigt werden. Bei weiterer Temperaturerhöhung steigt der Ausdehnungskoeffizient wieder an, um ab 1000°C fast konstant weitergeführt zu werden.

Zur Berechnung plastischer Verformungen müssen temperaturabhängige Spannungs-Dehnungskurven zur Verfügung gestellt werden. Dazu wurde ein simplifiziertes Modell aus den bekannten Werten erstellt, welches die prinzipiellen Effekte darstellen soll, ohne Anspruch auf Exaktheit zu haben. So ist in Abb. 47 der verwendete Verlauf der Fließspannung abhängig von der Temperatur dargestellt, wobei die Werte bei Raumtemperatur und 400°C aus den Lieferzeugnissen bekannt war. Für 800°C wurde ein Wert von einem Viertel der ursprünglichen Fließspannung angenommen, der bis zur Schmelztemperatur auf Null abfällt. Die Spannungs-Dehnungs-Kurve bei Raumtemperatur, Abb. 48, ergibt sich aus den bekannten Fließspannungen bei Beginn der plastischen Dehnung, steigt dann bis zur Zugfestigkeit um beim Erreichen der Bruchdehnung wieder auf den Wert der Fließspannung abzufallen. Als Bruchdehnung wurde in Anlehnung an die Werte aus Tabelle 14, S. 59, ein mittlerer Wert von 30% entsprechend  $\varepsilon_p = 0,3$  angenommen, die elastische Dehnung  $\varepsilon_{el} = \sigma_f / E \approx 0,001 \dots 0,002$  sei hier vernachlässigt.

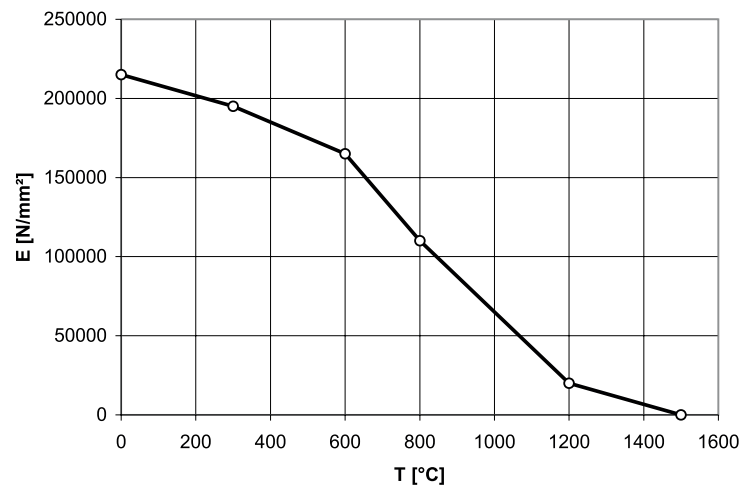


Abbildung 44: Temperaturabhängiges Elastizitätsmodul

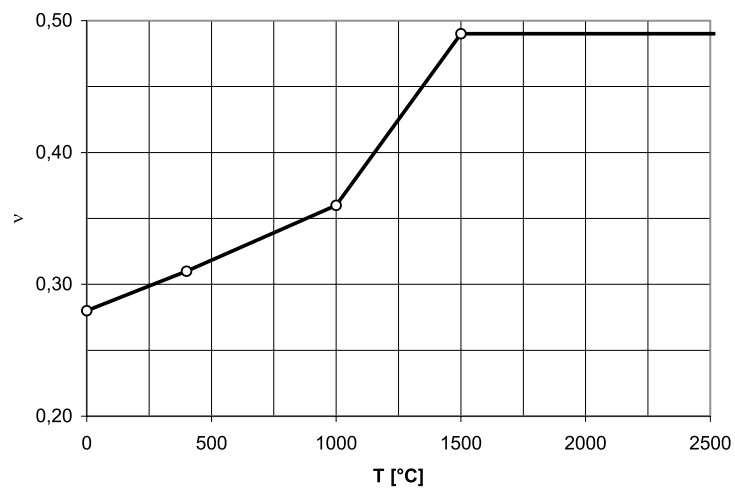


Abbildung 45: Temperaturabhängige Querkontraktion

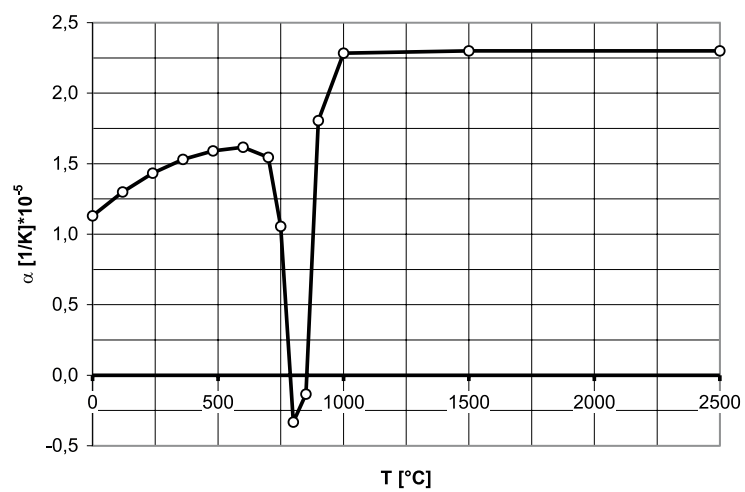


Abbildung 46: Temperaturabhängiger differentieller Wärmeausdehnungskoeffizient

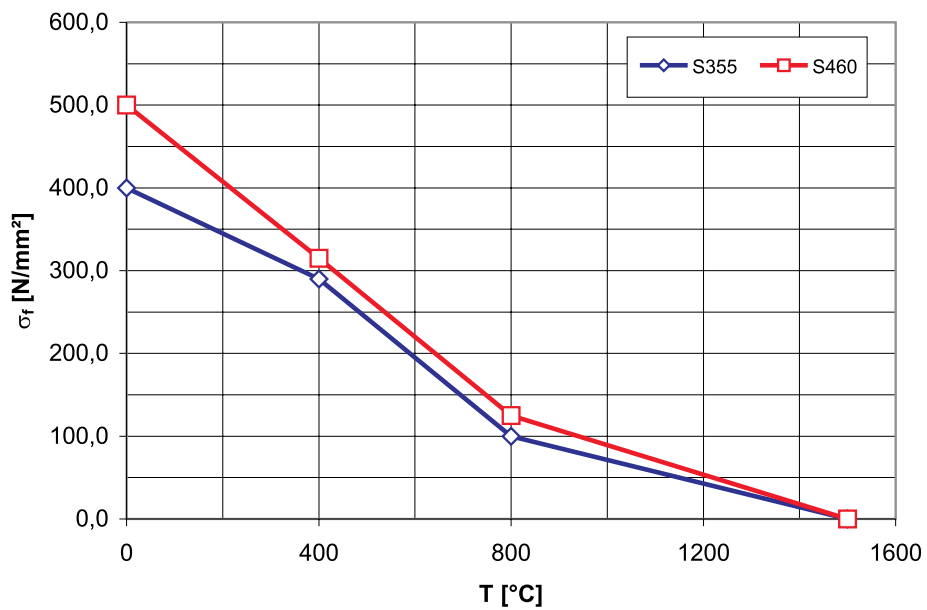


Abbildung 47: Temperaturabhängige Fließspannung

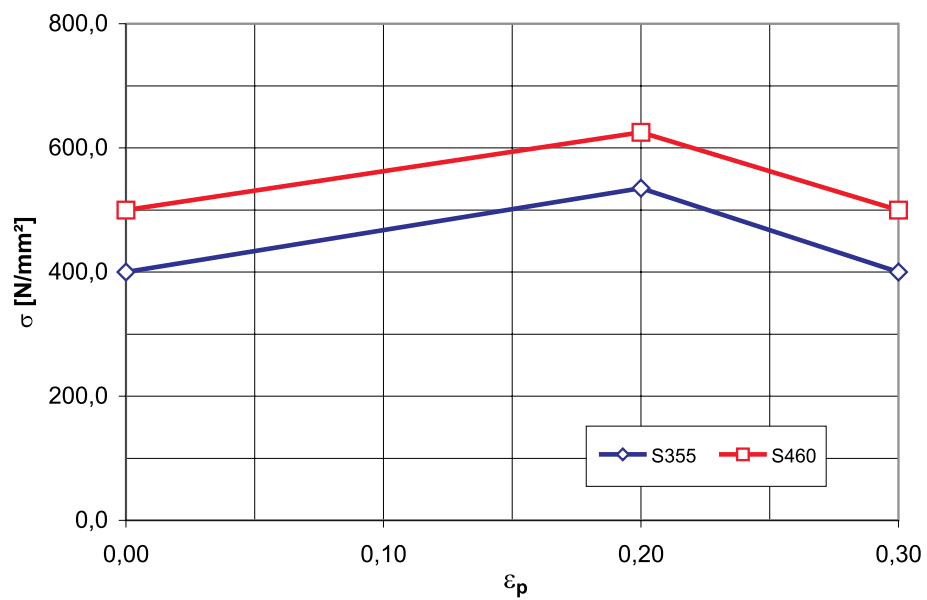


Abbildung 48: Vereinfachte Spannungs-Dehnungs-Kurve im plastischen Bereich bei Raumtemperatur

Die Zugfestigkeit wurde bei einem Wert von  $\varepsilon_p = 0,2$  angesetzt, da diese erfahrungsgemäß näher bei der Bruchdehnung als an Null liegt. In Abb. 49 ist schließlich das Gesamtmodell am Beispiel des S355 zusammengefasst, wobei die Spannungs-Dehnungskurven proportional der temperaturabhängigen Fließspannung angepasst wurden. Die Kurven aus den Abb. 47 und 48 finden sich jeweils für  $\varepsilon_p = 0$  bzw.  $T = 0$  wieder.

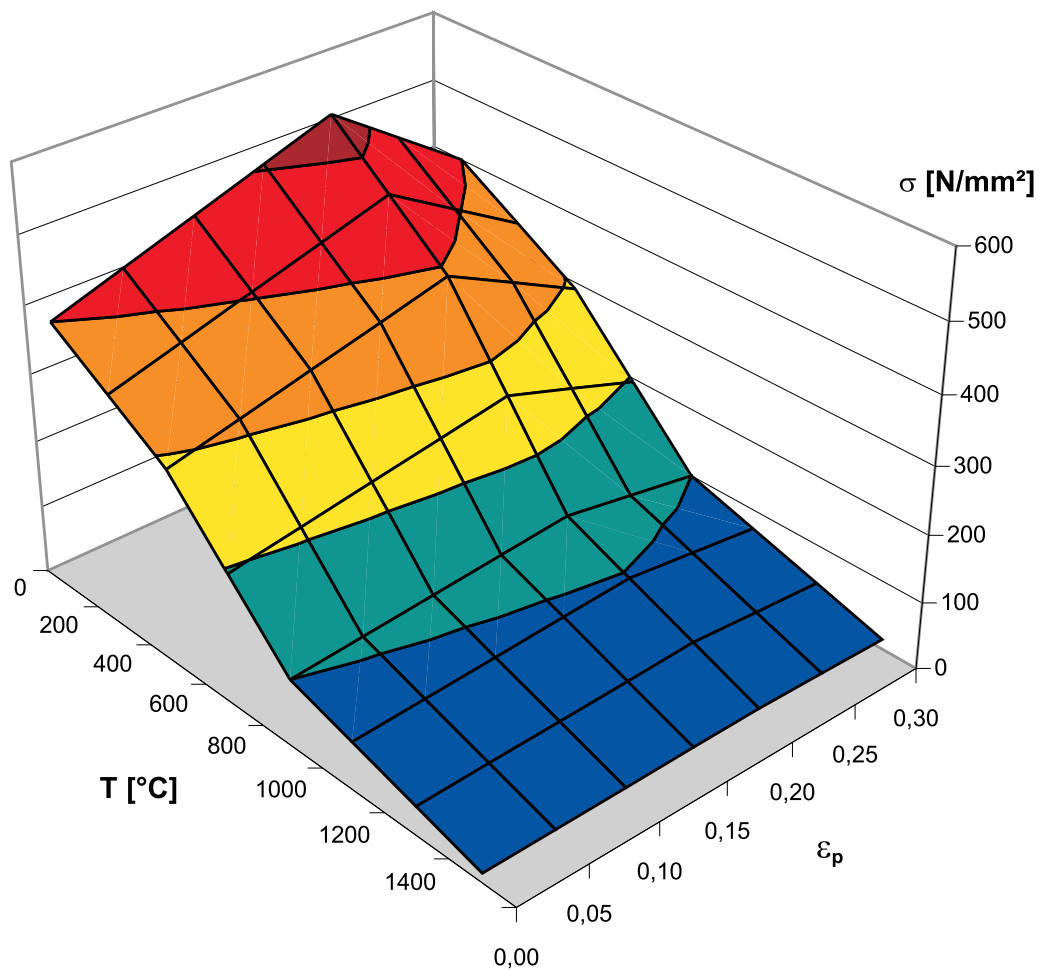


Abbildung 49: Temperaturabhängige Spannungs-Dehnungs-Kurve im plastischen Bereich

## 4 Finite Elemente Rechnungen

### 4.1 Vernetzung

Die räumliche Diskretisierung durch Einteilung in Elemente ist das Kernstück von FEM-Simulationen, durch die numerische Lösungen erst ermöglicht werden. Die Vernetzung eines Modells ist auch von entscheidender Bedeutung für die Qualität der Lösung und ihr Konvergenzverhalten, den Speicherplatzbedarf und natürlich die benötigte Rechenzeit. Ein gutes Netz basiert daher immer auf dem Grundsatz „soviel wie nötig, so wenig wie möglich“, d.h. weder zu grobe noch zu gut gemeinte extreme Feineinteilungen sind für einen sinnvollen Einsatz von Nutzen. Aus diesen Gründen ergibt sich das Problem, daß bei der Vernetzung die darauf basierende noch unbekannte Lösung bereits berücksichtigt werden müsste, um möglichst gute Ergebnisse zu erzielen. In der Praxis ist es daher günstig, bereits eine ungefähre Vorstellung von der Lösung zu haben und dies bei der Vernetzung zu berücksichtigen, d.h. je nach Problemstellung Bereiche mit hohen Werten oder Gradienten feiner einzuteilen. Eine weitere Möglichkeit besteht in der Verwendung adaptiver Verfahren, bei denen während der Berechnung aufgrund bestimmter Kriterien automatisch lokale Netzverfeinerungen oder globale Neuvernetzungen durchgeführt werden. Zwar standen solche Algorithmen auch in der verwendeten Software zur Verfügung, allerdings wurde auf ihren Einsatz verzichtet, da nicht nur die Knoten- und Elementanzahl dadurch extrem ansteigen kann<sup>15</sup>, sondern auch die erstellten Unterroutrinen Probleme mit wechselnden unabsehbaren Knotenanzahlen und Nummerierungen bekommen hätten. Zudem ist das standardmäßig vorgegebene Kriterium, das nur auf der Höhe des Temperaturgradienten beruht, als weniger geeignet zu bewerten, da die Abbildung großer Temperaturunterschiede von Knoten zu Knoten weniger problematisch ist, als Krümmungen im Temperaturverlauf korrekt zu erfassen. Da die Gradienten zweiter Ordnung aber nicht zur Verfügung gestellt werden und ihre Berechnung nur mit erheblichem Aufwand möglich wäre, wurde auf die Implementation eines entsprechenden eigenen Kriteriums verzichtet.

Für die Simulationsrechnungen im Rahmen dieser Arbeit wurden im wesentlichen drei verschiedene Vernetzungen verwendet – jeweils eine grobe und eine verfeinerte für den statischen und eine für den dynamischen Fall. In Abbildung 50 ist eine Übersicht über die grobe Vernetzung des statischen Modells zu sehen. Der Bereich des Nahtanfangs, siehe Abb. 51, wurde dabei am feinsten eingeteilt, da hier bekanntermaßen die höchsten Temperaturen und Gradienten auftreten, während die Bereiche nach hinten und zur Seite entsprechend immer gröber werden.

---

<sup>15</sup>Bei der Aufteilung eines Würfelements in 8 neue Elemente entstehen z.B. aus einem Element bereits nach 3 Verfeinerungsschritten 512 Elemente.

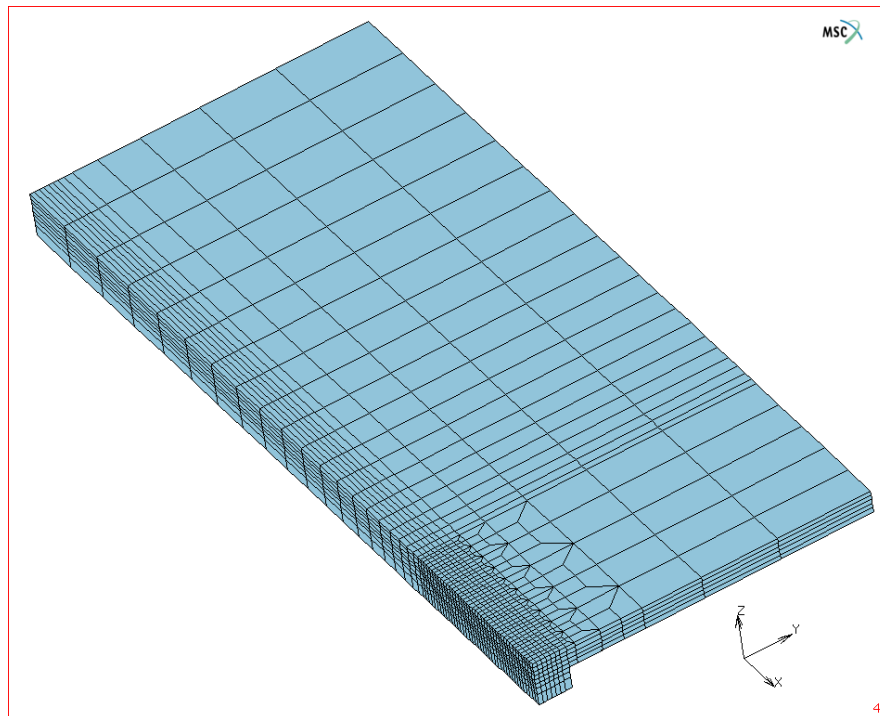


Abbildung 50: Grobe Vernetzung des statischen Modells, Übersicht

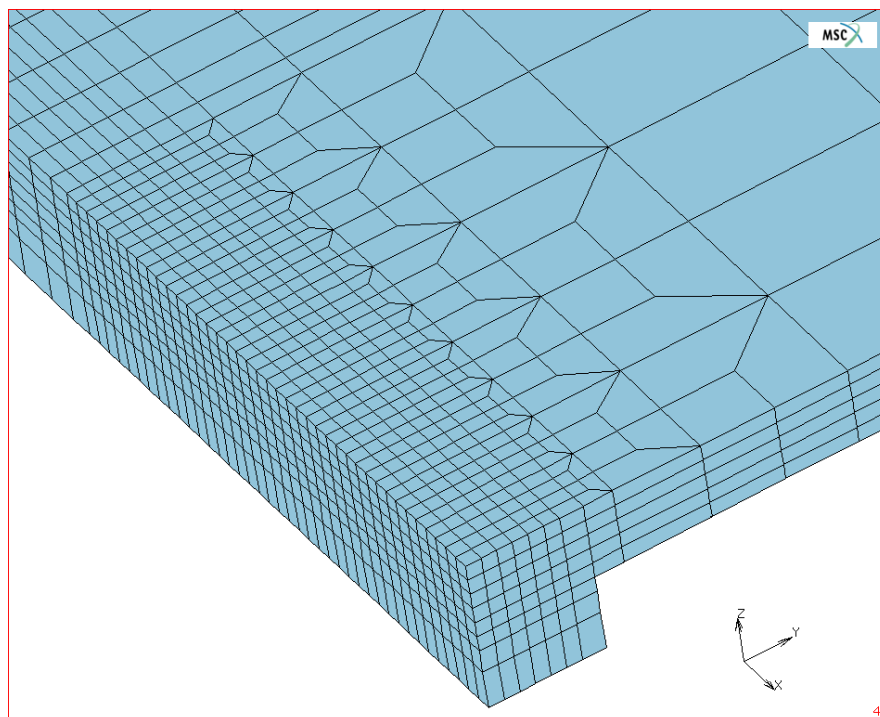


Abbildung 51: Grobe Vernetzung des statischen Modells, Bereich des Nahtanfangs

Dieses relativ grobe Modell mit einer minimalen Kantenlänge von 2 mm pro Element zeichnete sich durch kurze Rechenzeiten mit dennoch guten Ergebnissen für das Temperaturfeld aus. Um die Darstellung der Wärmeeinflußzone und die Berechnung der mechanischen Eigenschaften genauer zu gestalten, wurde die bestehende Vernetzung in einem zweiten Modell im Nahtbereich quer und in der Tiefe (hier y- und z-Richtung) mit einer Kantenlänge von 1 mm doppelt so genau eingeteilt. Die Kantenlänge von 2 mm in Nahtrichtung (x-Achse) erwies sich aufgrund des plausiblen, ausreichend glatten Temperaturverlaufs und der bestehenden Übereinstimmung mit den Thermographiewerten als genau genug und wurde daher beibehalten, siehe Abb. 52. Für die Berechnung der Nahtformen (siehe 4.5) wurde von diesem Modell für eine Blechdicke von 8 mm noch eine Abwandlung erstellt, die auch die Nut der Schmelzbadsicherung berücksichtigt, siehe Abb. 53. Hier sind auch die unterschiedlichen Materialbereiche zu erkennen – oben das Stahlblech mit Nahtwurzel, unten die Kupferschiene inklusive Übergangsbereich mit reduzierter Wärmeleitfähigkeit, mit der die Kontaktbedingungen erfasst worden sind. In Abb. 54 ist schließlich die Vernetzung des dynamischen Modells dargestellt, welches wegen der bewegten Wärmequelle nur in y-Richtung quer zur Naht vergrößert wurde. Um die nötigen Rechenzeiten möglichst gering zu halten, wurde wie im groben statischen Modell eine minimale Kantenlänge von 2 mm gewählt.

Die Elementwahl fiel auf das lineare Würfelement mit jeweils einem Knoten an jedem Eckpunkt, insgesamt also 8 Knoten. Dieses Element zeichnet sich durch einen relativ geringen Rechen- und Speicheraufwand aus, welches bei ausreichend genauer Vernetzung gute Ergebnisse für den Temperaturverlauf liefert. Dies deckt sich mit den allgemeinen Empfehlungen aus [Porz] und den speziellen Angaben zur verwendeten Software MSC.MARC aus [MarcB] und [Giese]. Abb. 55 enthält die Gegenüberstellung zweier Temperaturfeldberechnungen auf Basis des groben statischen Modells für eine Blechdicke von 6 mm mit jeweils 3240 linearen bzw. quadratischen Elementen und 4332 bzw. 16172 Knoten. Die Ergebnisse sind fast identisch, die Rechenzeit mit linearen Elementen betrug ca. 700s, die mit quadratischen Elementen war mit 6500s dagegen fast 10 mal so lang. Einen Überblick über die Element- und Knotenanzahl der einzelnen Modelle gibt Tabelle 15.



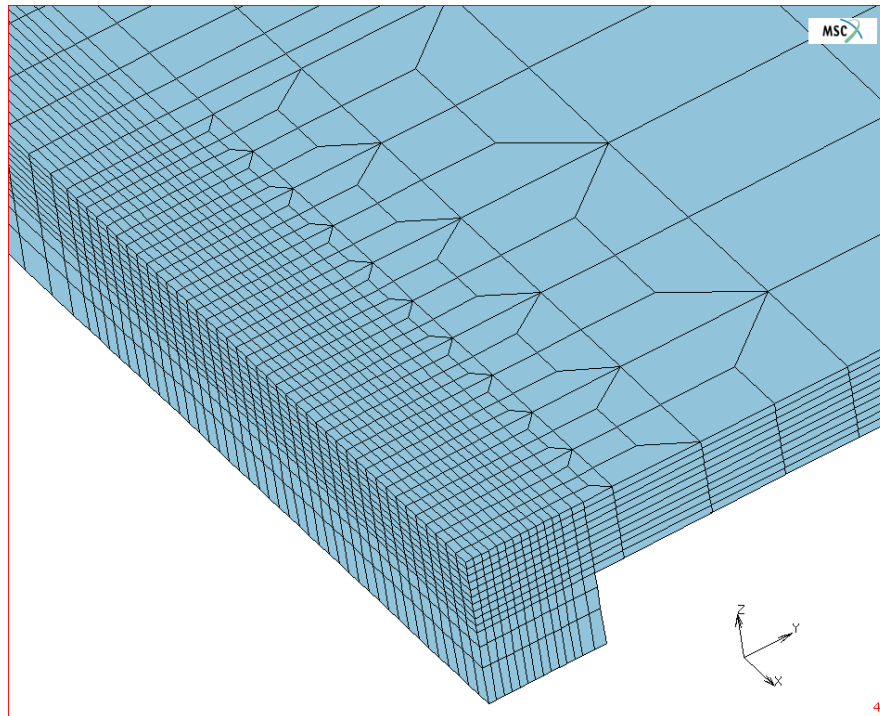


Abbildung 52: Feinere Vernetzung des statischen Modells, Bereich des Nahtanfangs

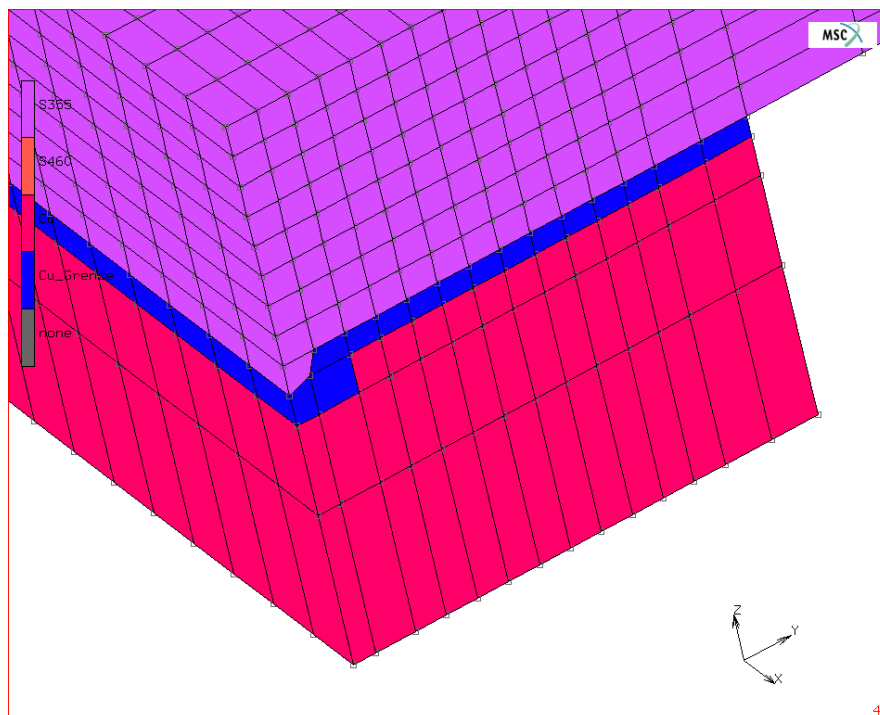


Abbildung 53: Feinere Vernetzung des statischen Modells mit Berücksichtigung der Nut, Kennzeichnung der Materialbereiche Stahl, Kupfer und Übergang Kupfer mit reduzierter Wärmeleitfähigkeit

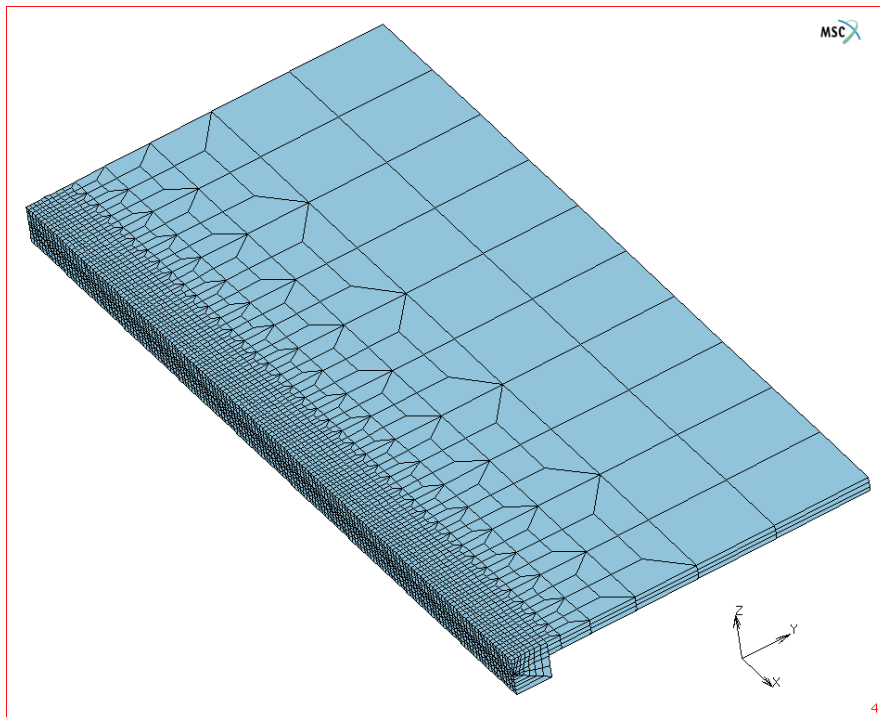


Abbildung 54: Vernetzung des dynamischen Modells, Übersicht

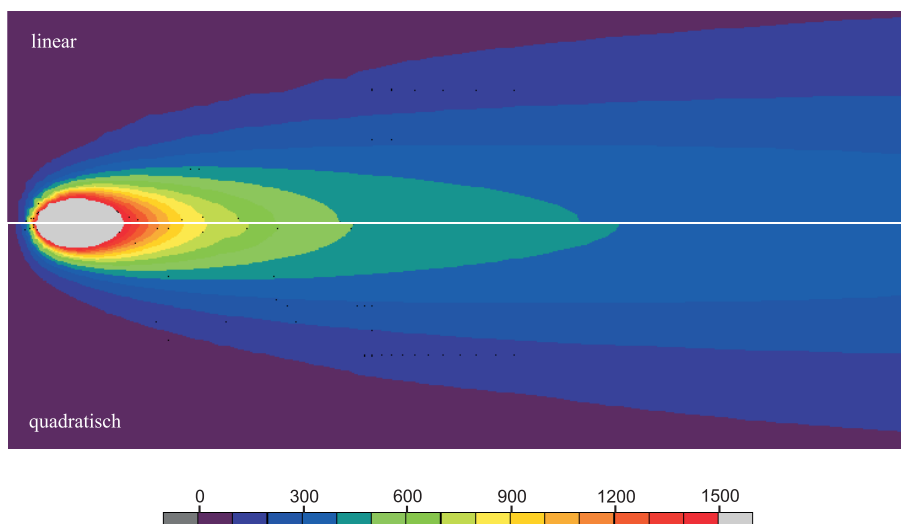


Abbildung 55: Berechnete Temperaturfelder mit linearen 8-Knoten- (oben) und quadratischen 20-Knoten-Elementen (unten)

| Modell                  | $d_{Bl}$ [mm] | Elemente | Knoten |
|-------------------------|---------------|----------|--------|
| statisch, grob          | 6             | 3240     | 4332   |
|                         | 8             | 3900     | 5049   |
|                         | 10            | 4560     | 5766   |
| statisch, fein          | 6             | 9000     | 10753  |
|                         | 8             | 11160    | 13041  |
|                         | 10            | 13320    | 15329  |
| statisch, fein, mit Nut | 8             | 12000    | 13956  |
| dynamisch               | 6             | 8450     | 10781  |
|                         | 8             | 12280    | 15046  |
|                         | 10            | 14350    | 17218  |

Tabelle 15: Element- und Knotenanzahl der verwendeten Vernetzungen

## 4.2 Rechenzeiten

Neben der Güte der Lösung stellt die benötigte Rechenzeit ein weiteres wichtiges Kriterium von Finite Elemente Simulationen dar, da diese trotz stetig steigender Prozessortaktzahlen immer noch oftmals unbefriedigend lang sind. Ein Grund liegt sicher darin, daß höhere Rechenleistungen zur Verwendung komplexerer Modelle führen, wodurch mögliche Rechenzeitgewinne häufig wieder aufgehoben werden. Welche Rechenzeiten akzeptabel sind, hängt von der Problemstellung und den persönlichen Anforderungen an die Lösung ab. Für rein wissenschaftliche Betrachtungen, das Ausprobieren neuer Modelle oder spezielle komplexe Problemstellungen ist die Rechenzeit von untergeordneter Bedeutung, der Fokus liegt hier auf den Erkenntnissen der erzielten Lösung. In diesen Fällen sind Rechenzeiten im Bereich von mehreren Tagen üblich und akzeptabel. Für den praktischen Einsatz jedoch, z.B. im Entwicklungs- oder Produktionsprozeß, stellt die benötigte Zeit eine wertvolle Resource dar, die nur begrenzt zur Verfügung steht. Dies gilt um so mehr, wenn Parameterstudien mit zahlreichen Rechnungen angestellt werden, um einen Überblick über die Auswirkungen der Prozeßbedingungen zu erhalten und daraus optimierte Einstellungen abzuleiten. Unter diesen Bedingungen stellt die Reduktion der Rechenzeit einen wesentlichen Aspekt der Simulation dar, wobei die Elimination unnötiger Redundanzen mit dem Ziel gleichwertiger Lösungen bei geringerem Zeitaufwand in jedem Fall wünschenswert ist. Möglichkeiten die benötigten Rechenzeiten zu optimieren, liegen neben einer sinnvollen Vernetzung vor allem in der Element-, der Löser- und der Zeitschrittwahl. Der Einfluß der Elementwahl wurde bereits im vorherigen Abschnitt angesprochen, wobei die Elemente höherer Ordnung aufgrund ihrer erhöhten Anzahl an Knoten und Integrationsstützstellen die Rechenzeit erheblich erhöhen, so daß unter diesem Aspekt lineare Elemente soweit möglich vorzuziehen sind.

### 4.2.1 Löserwahl

Der Einfluß der Wahl des verwendeten Matrixlösers ist in Tabelle 16 für das Testbeispiel „6 mm, S355, statisch, feine Vernetzung, mittlere Schweißparameter, ohne Berücksichtigung der Nahtform“ dargestellt. Alle in dieser Arbeit vorgestellten Rechnungen wurden auf einem Rechner mit zwei Pentium III-Prozessoren mit jeweils 1 GHz Taktfrequenz und einem Hauptspeicher von 4 GB durchgeführt. Die angegebenen Rechenzeiten beziehen sich dabei immer auf einen einzelnen Prozessor, da keine parallelen Rechnungen durchgeführt wurden. Die verwendete FEM-Software MSC.MARC bietet insgesamt fünf verschiedene Löser an – vier direkte und einen iterativen – wobei der direkte Hardware-optimierte Löser für die verwendete Linux-Version nicht zur Verfügung stand. Im oberen Teil der Tabelle sind die Rechenzeiten für die direkten Löser angegeben, im unteren die für den iterativen Löser mit unterschiedlichen Vorkonditionierungen, jeweils aufgeteilt in reine Matrixlösung und Gesamtzeit. Die direkten Löser unterscheiden sich dabei untereinander im wesentlichen im Speichermanagement, siehe [MarcA]. Es ist zu erkennen, daß der iterative Löser unabhängig von der Vorkonditionierung wesentlich schneller als die direkten Löser ist. Der standardmäßig eingestellte „Direct Sparse“-Löser schneidet mit Abstand am schlechtesten ab und ist unter dem Aspekt der Rechenzeit für Wärmeleitprobleme nicht zu empfehlen. Auf die Qualität der Lösung hatte die Löserwahl dagegen keinen feststellbaren Einfluß. Bei den mechanischen Berechnungen aus Kapitel 4.7 erwiesen sich die direkte und iterative Methode im Gegensatz dazu als gleich schnell.

Bemerkenswert ist, daß die benötigte Zeit zur Lösung des Gleichungssystems nur einen Bruchteil der Gesamtrechenzeit ausmacht, zu der u.a. noch die Zeiten für das Aufstellen der Matrix sowie Ein- und Ausgabevorgänge hinzukommen. Für die weiteren Temperaturfeld-Berechnungen wurde jeweils der iterative Löser mit der voreingestellten Diagonal-Vorkonditionierung verwendet, die in diesem Beispiel zwar geringfügig schlechter als die anderen Verfahren abschneidet, wodurch sich wegen der geringen Unterschiede aber keine allgemeine Aussage ableiten läßt.<sup>16</sup>

### 4.2.2 Zeitschrittwahl

Eine weitere Möglichkeit der Rechenzeitoptimierung liegt in einer günstigen Zeitschrittwahl, d.h. möglichst großen Zeitschritten ohne negative Auswirkungen auf die Lösung. In Tabelle 17 ist der Einfluß unterschiedlicher Zeitschritt-Schemata auf die Inkrementanzahl und die Gesamtrechenzeit aufgeführt. Für das statische Modell wurden für das gleiche Beispiel wie zuvor ein festes, ein adaptives und ein gemischtes Zeitschrittschema getestet.

---

<sup>16</sup>So war bei anderen Rechnungen teilweise die Diagonal-Vorkonditionierung die schnellste Variante.

| Löser                          | Matrixlösung [s] | Gesamtzeit [s] |
|--------------------------------|------------------|----------------|
| Direct Sparse                  | 1180             | 14350          |
| Direct Profile                 | 3680             | 6150           |
| Multifrontal Sparse            | 2300             | 4800           |
| Iterativ - Diagonal            | 105              | 2750           |
| Iterativ - Scaled Diagonal     | 95               | 2300           |
| Iterativ - Incomplete Choleski | 105              | 2740           |

Tabelle 16: Benötigte Rechenzeiten abhängig von verwendetem Löser

| Modell    | Schema         | $\Delta t$ [s] | t [s]   | Inkremente | Gesamtzeit [s] |
|-----------|----------------|----------------|---------|------------|----------------|
| statisch  | fest / adaptiv | 0,1 / -        | 10 / 50 | 165        | 2750           |
|           | fest           | 0,1            | 60      | 600        | 11800          |
|           | adaptiv        | -              | 60      | 195        | 2700           |
| dynamisch | fest           | 0,05           | 58      | 1160       | 13000          |
|           | fest           | 0,1            | 58      | 580        | 7000           |
|           | fest           | 0,2            | 58      | 290        | 4000           |

Tabelle 17: Benötigte Rechenzeiten abhängig von Zeitschrittwahl

| $d_{Bl}$ [mm] | Netz | Knoten | Gesamtzeit [s] |
|---------------|------|--------|----------------|
| 6             | grob | 3240   | 700            |
| 6             | fein | 9000   | 2750           |
| 8             | grob | 3900   | 1700           |
| 8             | fein | 11160  | 34000          |
| 10            | grob | 4560   | 9000           |
| 10            | fein | 13320  | 10000          |

Tabelle 18: Benötigte Rechenzeiten abhängig von Blechdicke und Vernetzung

Beim festen Schema wurden konstante Zeitschritte von 0,1s für einen Zeitraum von 60s (bzw. 10s beim gemischten Ansatz) verwendet. Beim adaptiven Zeitschrittschema wird dagegen lediglich eine Startschrittweite angegeben, die abhängig von der maximalen Temperaturänderung während der Berechnung automatisch erhöht oder erniedrigt wird. Ist die maximale Temperaturänderung wesentlich kleiner als ein Referenzwert, wird die Schrittweite verlängert, ist die Änderung größer wird die Schrittweite verkleinert, zu Details siehe [MarcA]. Dieses Vorgehen führt bei Aufheiz- und Abkühlvorgängen zu größer werdenden Zeitschritten je näher die Lösung am quasi-stationären Zustand liegt, da sich die Temperaturen dann immer langsamer

ändern. Dadurch können die nötige Inkrementanzahl und die Rechenzeit teils erheblich reduziert werden.

Beide Zeitschritt-Verfahren werden außerdem durch die Angabe einer maximal erlaubten Temperaturänderung vor Anpassung der Materialwerte und der Neuerstellung des Gleichungssystems sowie dem maximal erlaubten Fehler bei der Temperaturschätzung für das nächste Inkrement (siehe 3.1.4, S. 74, Gl. 38) gesteuert. Wird ein Kriterium verfehlt, wird der jeweilige Zeitschritt erniedrigt, bis Konvergenz erreicht wird bzw. die maximal erlaubte Anzahl dieser sogenannten „Recyclings“ erreicht ist. Dies gilt auch für das feste Zeitschrittschema, bei dem ggf. interne Unterinkremente berechnet werden. Für die gegebene Problemstellung haben sich Werte von 20 – 50°C für die beiden Temperaturänderungskriterien bewährt, für den erlaubten Fehler bei der Temperaturschätzung wurde mindestens der doppelte Wert zugelassen. Zu niedrige Werte führen hier zu starken Zeitschritt-Reduktionen ohne jedoch die Lösung zu verbessern oder gar zum Verfehlen der Konvergenzkriterien und zum Abbruch der Rechnung, so daß hier nicht zu strenge Maßstäbe gewählt werden sollten. Im Extremfall läßt sich die Kontrolle des Temperaturschätzwertes auch völlig ausschalten, wobei dies bei stark nichtlinearen Problemen wie hier weniger zu empfehlen ist. Für die Rechnungen aus Tabelle 17 wurde jeweils die Kombination 50 / 50 / 100<sup>17</sup> verwendet, die zu relativ langen Zeitschritten führt, allerdings mit der Gefahr, daß unerwünschte Oszillationen der Lösung auftreten können. Zuverlässigere Ergebnisse mit etwas längeren Rechenzeiten ließen sich mit den Kombinationen 25 / 25 / 100 und 25 / 25 / 50 erreichen.

Für die Berechnung der statischen Modell wurde das gemischte Zeitschrittschema gewählt<sup>18</sup>, da mit festen Zeitschritten die Aufheizung im quellenahen Bereich zu Beginn des Schweißprozesses relativ schnell berechnet werden kann, während im späteren Verlauf das adaptive Verfahren von Vorteil ist. Dies wird besonders in der Verteilung der Inkrementanzahl deutlich, bei der 100 Inkremente auf die feste Zeitschrittweite entfallen, aber nur 65 auf das adaptive Schema, obwohl hier ein fünfmal so langer Zeitraum erfasst wurde. Für den leichten Vorteil des rein adaptiven Schemas aus Tabelle 17 gelten sinngemäß die gleichen Aussagen wie für die Löserwahl. Das dynamische Modell kann dagegen nur sinnvoll mit festen Zeitschritten berechnet werden, da wegen der Bewegung der Wärmequellen so starke lokale Temperaturänderungen über den gesamten Berechnungszeitraum auftreten, daß ein adaptives Verfahren viel zu kleine Zeitschritte produzieren würde. Die Rechenzeiten hängen dabei fast linear vom eingestellten Zeitschritt ab, die Ergebnisse waren fast identisch. Dennoch wurde ein Zeitschritt von 0,1s ge-

---

<sup>17</sup>max. Temperaturänderung / max. Temperaturänderung vor Materialwertanpassung / max. zulässiger Fehler der Temperaturschätzung

<sup>18</sup>Dieses Schema wurde im übrigen auch für den Vergleich der Löser verwendet.

wählt, um evtl. Ungenauigkeiten in der Lösung von vorneherein zu vermeiden. Denn obwohl das Ergebnis auch für 0,2s vergleichbar war, kann der Zeitschritt bei diesem nichtlinearen Problem natürlich nicht beliebig erhöht werden. Es ist bereits anschaulich klar, daß ein zu großer Zeitschritt ein „tupfenartiges“ Temperaturfeld mit ungleichmäßigen Temperaturverläufen liefern muß. Als Obergrenze für die Zeitschrittweite gilt die Zeit zum Überqueren eines Elements, wobei in der Regel deutlich kleinere Werte empfehlenswert sind. In diesem Fall ergab sich mit einer Elementlänge von 2 mm und einer Schweißgeschwindigkeit von 32,1 cm/min eine maximal tolerierbare Schrittweite von 0,374s, so daß die gewählte Zeitschrittweite weniger als 1/3 dieses Wertes betrug.

#### 4.2.3 Netzgröße

Der Einfluß der Netzgröße auf die Rechenzeit ist Tabelle 18 zu entnehmen, in der die Rechenzeiten für die drei betrachteten Blechdicken und die grobe und feine Vernetzung des statischen Modells aufgeführt sind. Für alle Blechdicken wurden die jeweiligen mittleren Schweißparameter verwendet, siehe Tab. 5, S. 28. Die unerwartet hohe Rechenzeit bei der feinen Vernetzung des 8 mm-Modells demonstriert eindrucksvoll den Einfluß der individuellen Problemstellung. Unter ungünstigen Bedingungen sind die Konvergenzkriterien im Einzelfall schwieriger zu erreichen und die Anzahl der Recyclings erhöht sich entsprechend. Für diese Vernetzung wurden für unterschiedliche Schweißparameter so z.B. Rechenzeiten zwischen 4400 und 56000s erreicht.

### 4.3 Modellvariationen

Im Rahmen von Finite Elemente Simulationen ist es sinnvoll, den Einfluß von Modellvariationen zu betrachten, einerseits um die Stabilität des Modells beurteilen zu können, andererseits um ggf. Hinweise für eine Optimierung zu erhalten. Der Einfluß von Variationen der Materialwerte wurde z.B. in [Steinb], [Hama] und [Dilt2] untersucht. An dieser Stelle sollen dagegen die Auswirkungen unterschiedlichster Faktoren wie eines analytisch ermittelten Start-Temperaturfeldes, der Blechgröße, der Vernachlässigung der freien Konvektion, des Schweißens ohne Badsicherung und der Nahtform betrachtet werden.

#### 4.3.1 Analytisches Startfeld im statischen Modell

In Abb. 56 sind die statische Lösung des Testbeispiels und eine analytische Lösung nach Rykalin gegenübergestellt, welche als Startfeld bei  $t=0$  verwendet wurde. Für das analytisch berechnete Temperaturfeld wurden die Lösungen für die Hochleistungskreisquelle auf dem Halbkörper und der Hochleistungslinienquelle in der Scheibe gemäß den Gleichungen (24) und (25) aus 3.1.3, S. 69 im Verhältnis von 0,7 : 0,3 kombiniert. Dadurch konnten die jeweiligen Vorteile der Lösungen – die dreidimensionale Temperaturverteilung durch die oberflächige Kreisquelle und die tiefenunabhängige Lösung der Linienquelle, die günstig für die Erfassung der Durchschweißung ist – zu einer relativ realitätsnahen Näherung verbunden werden. Trotz signifikanter Unterschiede der beiden Temperaturfelder ist die Ähnlichkeit der analytischen Lösung mit der des FEM-Modells bemerkenswert, dennoch hat der Einsatz als Anfangsbedingung für das Temperaturfeld keine entscheidenden Vorteile gebracht. Ein rein adaptives Zeitschrittverfahren erwies sich als extrem langsam, der gemischte Zeitschrittansatz ergab mit einer Rechenzeit von ca. 2350s nur einen unwesentlichen Vorteil bei der Rechenzeit gegenüber den zuvor benötigten 2750s (vgl. Tab. 16, 17 und 18).

#### 4.3.2 Blechgröße

Die Abbildungen 57 und 58 demonstrieren die Auswirkungen von Änderungen der Blechmaße auf das Temperaturfeld. Hier ist zu beachten, daß von dem Gesamtmodell mit einer Länge von 350 mm und einer Breite von 150 mm nur ein Ausschnitt von ca. 200x50 mm dargestellt ist. Die Halbierung der Blechlänge auf 175 mm ergibt keine sichtbaren Auswirkungen auf die Temperaturverteilung, wobei zu berücksichtigen ist, daß die betrachtete Schweißzeit von 60s auf dem kurzen Blech real nicht zu erreichen ist. Die Verschmälerung des Blechs von 150 mm auf ca. 50 mm bewirkt in Nahtnähe ebenfalls kaum Abweichungen, erst in größerer Entfernung



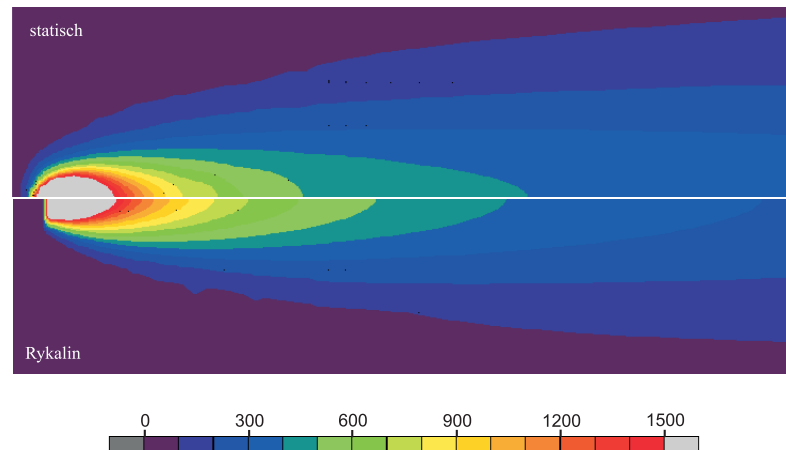


Abbildung 56: Start-Temperaturfeld nach analytischen Lösungen von Rykalin

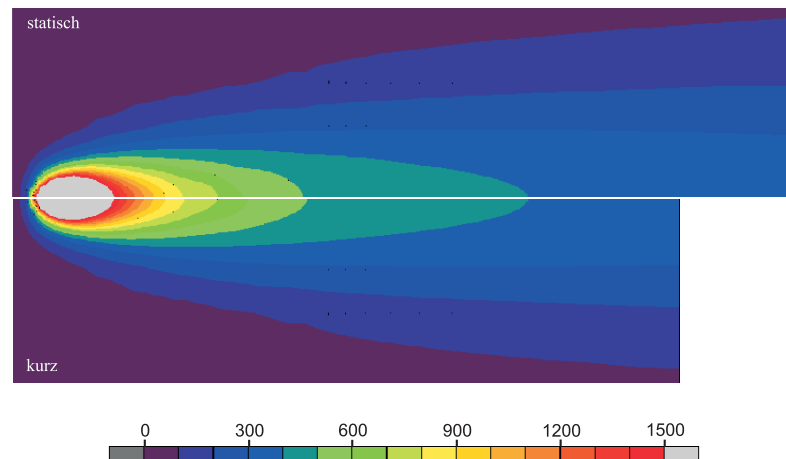


Abbildung 57: Einfluß einer Blechverkürzung auf das Temperaturfeld

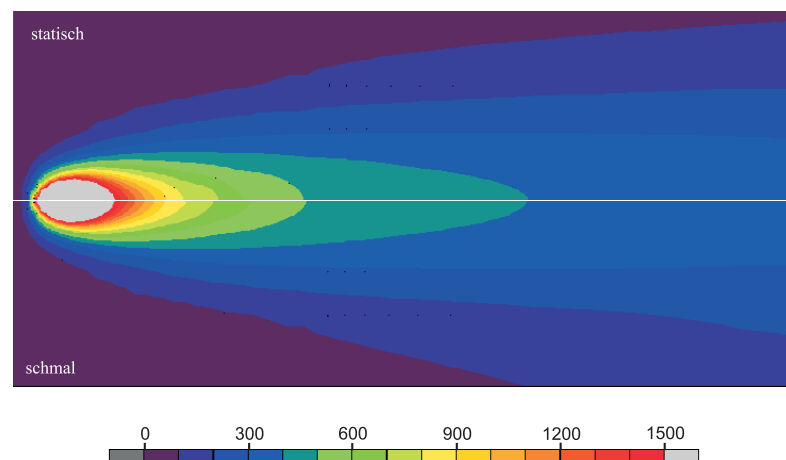


Abbildung 58: Einfluß einer Blechverschmälerung auf das Temperaturfeld

vom Schmelzbad sind geometrisch bedingte Verschiebungen der Isothermen zu beobachten. Diese beiden Beispiele zeigen, daß die korrekte Berechnung des stationären Temperaturfelds auch auf verkleinerten Blechgeometrien möglich ist, so daß entsprechend weniger Elemente nötig sind oder feinere Vernetzungen bei gleichbleibendem Aufwand ermöglicht werden.

#### 4.3.3 Vernachlässigung der freien Konvektion

In Abb. 59 ist der Einfluß auf die Lösung bei Vernachlässigung der freien Konvektion dargestellt. Die Abweichungen sind nur minimal, lediglich eine leichte Streckung der Isothermen entgegengesetzt der Schweißrichtung ist zu erkennen. Für die Berechnung des stationären Temperaturfelds erweist sich daher die Beschränkung auf den Strahlungsverlust als ausreichend, für die Berechnung des instationären Abkühlverhaltens ist dagegen abzuwägen, ob die zu erwartenden Ungenauigkeiten bei Temperaturen unter 600°C akzeptabel sind (vgl. Abb. 40, S. 96). Die Rechenzeit konnte durch diese Vereinfachung nur geringfügig von 2750s auf ca. 2400s gesenkt werden.

#### 4.3.4 Schweißen ohne Badsicherung

In Abb. 60 und 61 sind Temperaturfeld und Maximaltemperaturen im Nahtquerschnitt (hier ohne Berücksichtigung der Nahtform) bei Verzicht auf die Badsicherung aus Kupfer zu erkennen. Schmelzbad und Isothermen sind aufgrund des geringeren Wärmeabflusses stark nach hinten gestreckt und das Blech wird praktisch auf der gesamten Nahtbreite durchgeschweißt. Dies zeigt, daß die Kupferschiene bei der FEM-Modellierung und Berechnung unverzichtbar ist und bestätigt die reale Erfahrung, daß ein Schweißen ohne Badsicherung mit den verwendeten Blechdicken und Schweißparametern kaum sinnvoll möglich ist.

#### 4.3.5 Nahtausbildung

Der Einfluß der Nahthöhe auf den Temperaturverlauf in Nahtmitte ist in Abb. 62 dargestellt. Es ist zu erkennen, daß die real aufgetretene Überhöhung von 1,2 mm zu einer langsameren Abkühlung führt, während das fiktiv angenommene Untermaß von -0,6 mm den gegenteiligen Effekt bewirkt. Wichtig ist in diesem Zusammenhang, daß sich die Nahtform auch auf den Bereich neben der Naht auswirkt und somit auch die Vorgänge in der WEZ beeinflusst. Abb. 63 zeigt die Temperaturverläufe neben der Naht, die ebenfalls von der Nahthöhe abhängig sind. Für die  $t_{8/5}$ -Zeiten ergeben sich Werte von 7,7s ohne Berücksichtigung der Nahthöhe, 9,6s für

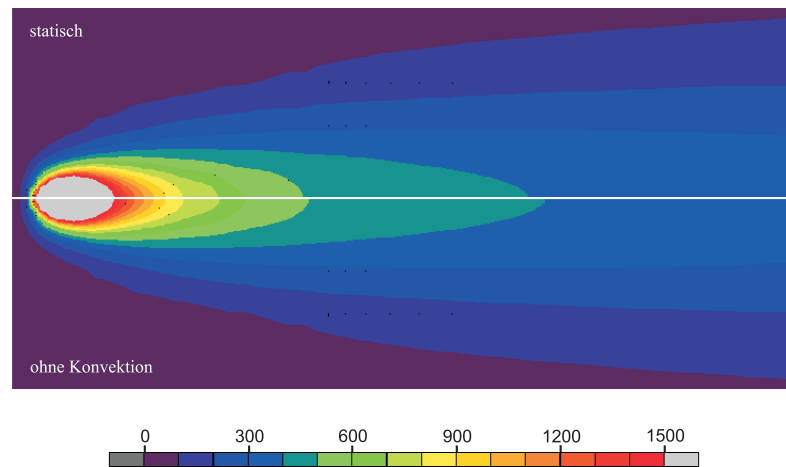


Abbildung 59: Berechnetes Temperaturfeld ohne Konvektion

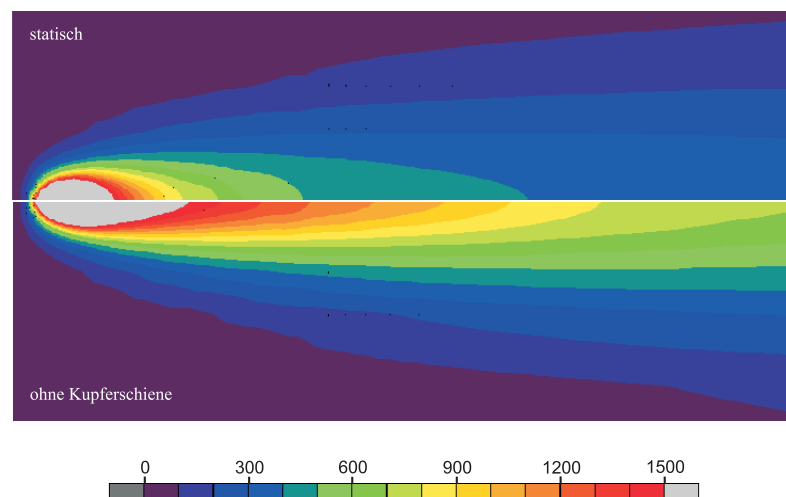


Abbildung 60: Berechnetes Temperaturfeld ohne Berücksichtigung der Badsicherung

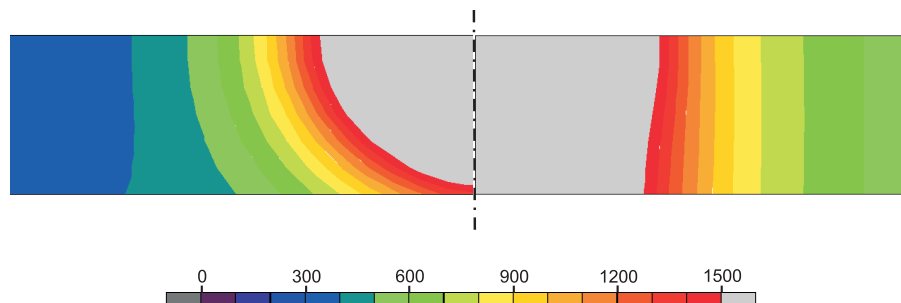


Abbildung 61: Maximaltemperaturen im Nahtbereich mit (links) und ohne (rechts) Berücksichtigung der Badsicherung

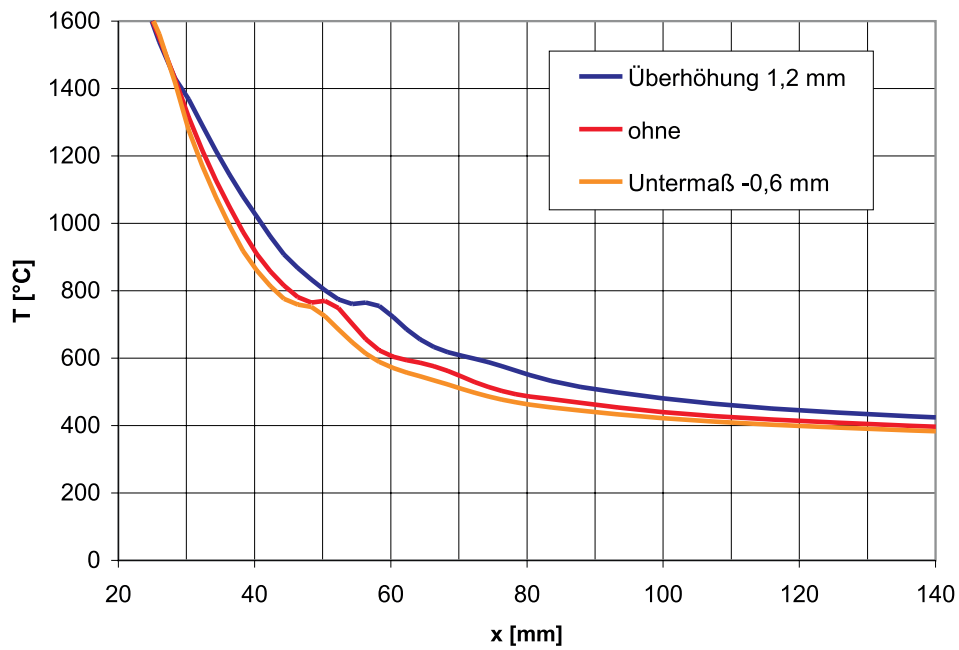


Abbildung 62: Einfluß der Nahthöhe auf den Temperaturverlauf in Nahtmitte

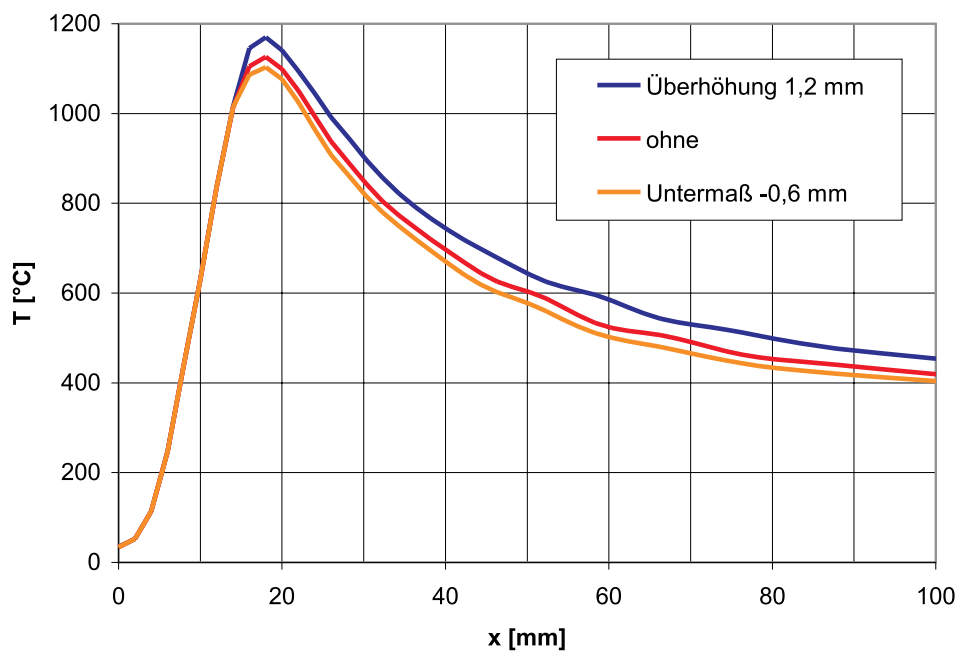
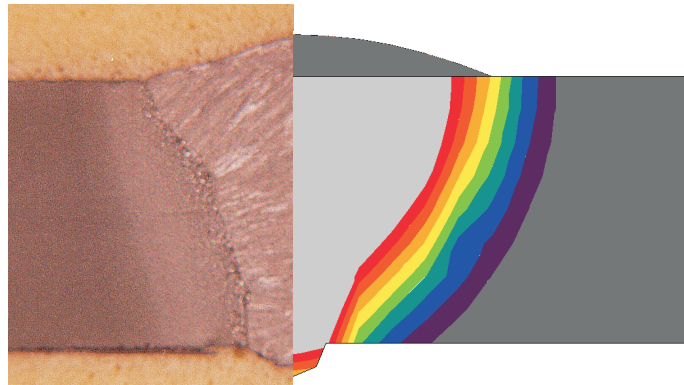
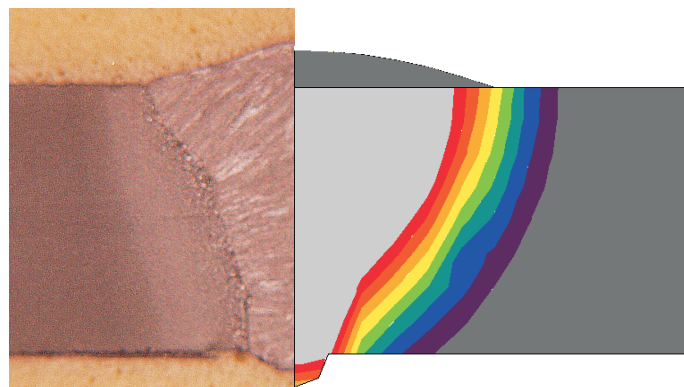


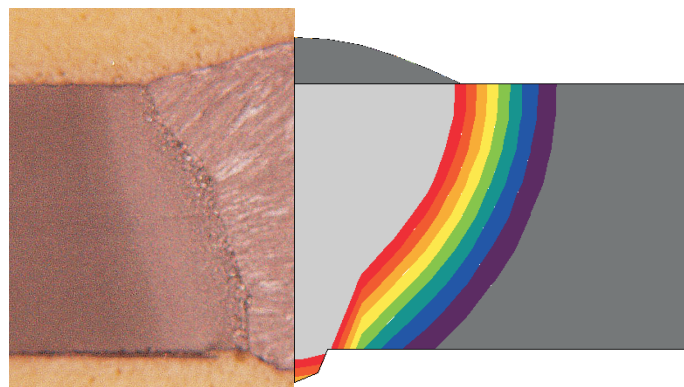
Abbildung 63: Einfluß der Nahthöhe auf den Temperaturverlauf direkt neben der Naht



a) Methode 1: Breite und Höhe aus Regression



b) Methode 2: Breite aus Regression, Höhe aus Massenbilanz



c) Methode 3: Breite aus Schmelzbad, Höhe aus Massenbilanz

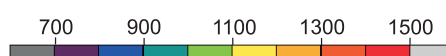


Abbildung 64: Nahtformen berechnet nach unterschiedlichen Methoden

die überhöhte Naht und 6,8s bei Annahme des Untermaßes. Dies bedeutet, daß die Berücksichtigung der Nahtform von entscheidender Bedeutung sein kann, dies gilt um so mehr je dünner das Blech ist und je stärker Überhöhung oder Untermaß sind.

Ein Beispiel für den Einsatz der unterschiedlichen Ansätze zur Nahtberechnung findet sich in Abb. 64. In a) wurden Breite und Höhe aus den Versuchsdaten und den daraus abgeleiteten Regressionsgleichungen berechnet, während in b) nur die Breite durch Regression bestimmt wurde, die Höhe aus der Massenbilanz. In c) wurde die Naht dagegen völlig unabhängig von den Versuchsergebnissen rein aus der Schmelzbadbreite und der Massenbilanz berechnet. Das nichtlineare Ansteigen und Abfallen der Nahtbreite bei verstärkter Drahtzufuhr (siehe Abb. 22, S. 48) wird mit diesem Ansatz allerdings nicht erfasst.

Insgesamt stimmen die Ergebnisse untereinander und im Vergleich zur realen Naht weitgehend überein, so daß die Wahl der eingesetzten Methode von den Erfordernissen der konkreten Aufgabenstellung abhängig gemacht werden muß. Für die reine Nachbildung der Nahtformen im betrachteten Parameterbereich der Versuche wäre dementsprechend Methode a) vorzuziehen. Für die Modellierung und Berechnung außerhalb dieses Gültigkeitsbereiches kann Methode c) angewandt werden, so daß hier auch allgemeinere Untersuchungen zum Zwecke der Prognose ermöglicht werden. Methode b) bietet sich u.a. zum Vergleich mit a) an, um Abweichungen von der theoretischen Nahtfläche festzustellen.

#### 4.4 Vergleich des statischen und dynamischen Modells

Die beiden Modellansätze der statischen, scheinbar bewegten Wärmequelle und der dynamischen, tatsächlich bewegten Wärmequelle, liefern leicht unterschiedliche Ergebnisse, die an dieser Stelle verglichen und bewertet werden. Als Beispiel diene wieder das S355-Blech mit einer Stärke von 6 mm bei mittleren Schweißparametern von  $v_{Dr} = 6,5$  m/min,  $v_S = 32,1$  cm/min und  $d_{Br} = 12$  mm, hier mit Berücksichtigung der Nahtform. In Abb. 65 ist der Temperaturverlauf auf der Blechoberseite in Nahtmitte für die statisch und dynamisch bestimmten Lösungen dargestellt. Im Vergleich zur bekannten statischen Lösung fällt auf, daß der dynamisch ermittelte Temperaturverlauf höhere Werte im Bereich vor dem Schmelzbad annimmt, eine geringere Spitzentemperatur liefert, eine ausgeprägte Abkühlungsverzögerung beim Übergang flüssig-fest aufweist und eine etwas langsamere Abkühlung im hinteren Bereich des Temperaturfeldes ergibt. Analog dazu zeigen sich die Auswirkungen auf das Temperaturfeld in Abb. 66 durch die nach hinten gestreckten Isothermen, ein längeres Schmelzbad und dem stärker erwärmten Bereich davor. Letzterer Effekt läßt sich auch mit dem statischen Modell erreichen, wenn auf die festgelegte Temperatur am Blechbeginn verzichtet wird (siehe 3.5.1, S. 90).

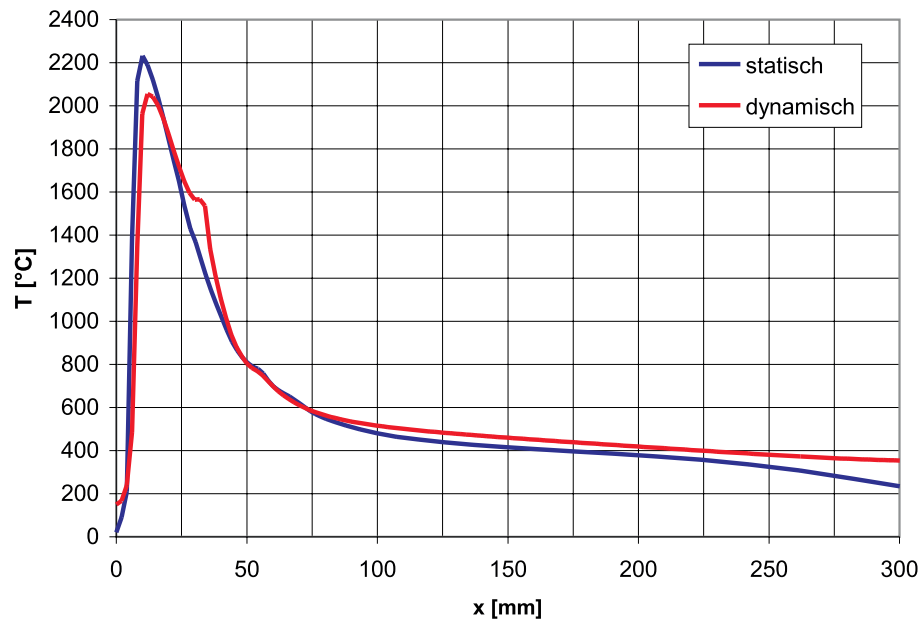


Abbildung 65: Vergleich des Temperaturverlauf auf der Oberseite der Nahtmitte der statischen (stationären) und dynamischen (instationären) Berechnung

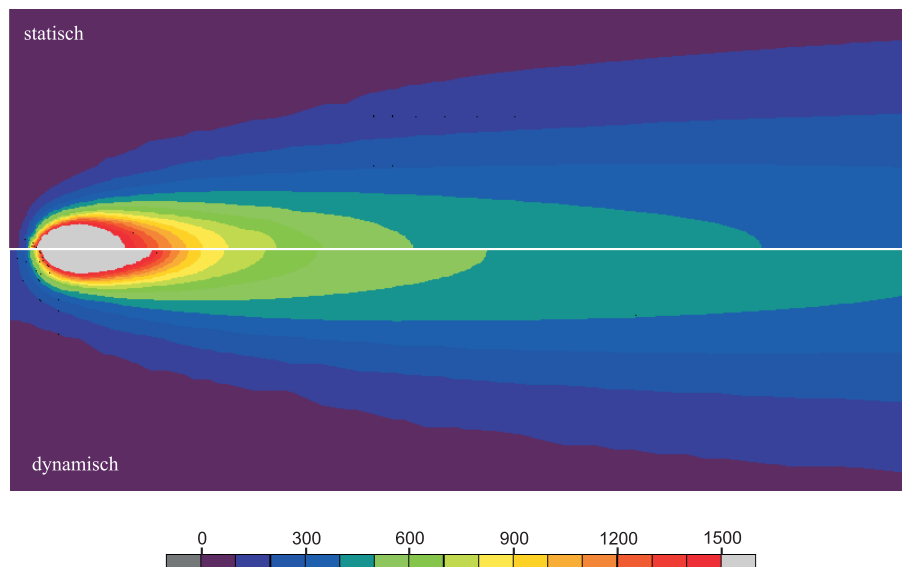


Abbildung 66: Vergleich des statisch (stationär) und dynamisch (instationär) berechneten Feldes

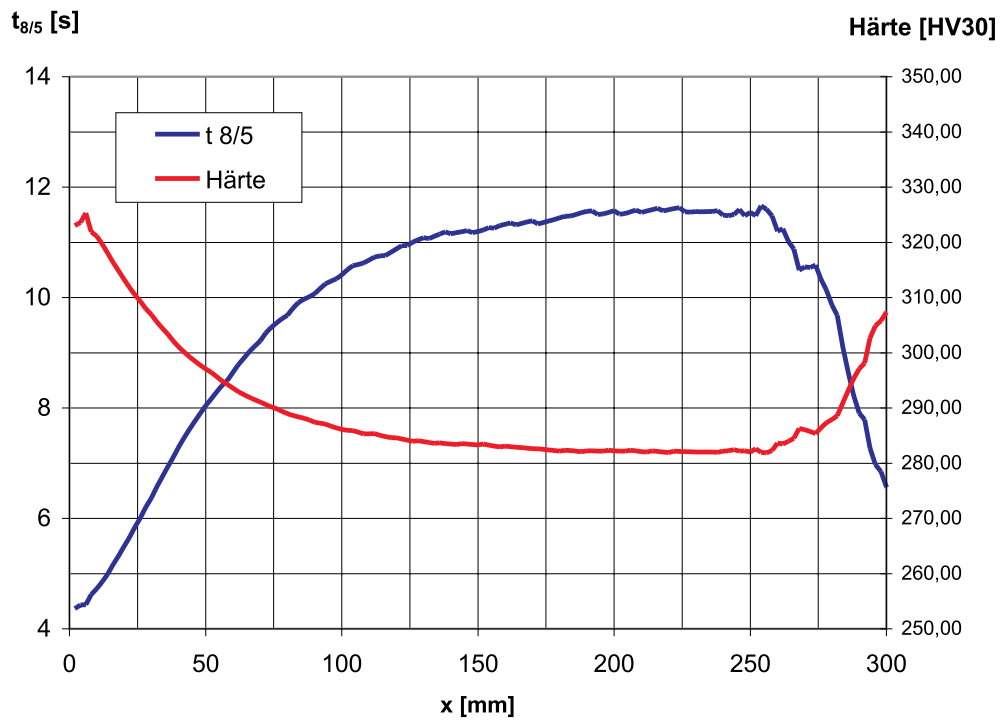


Abbildung 67: Abkühlzeit- und Härteverlauf bei instationärer Rechnung

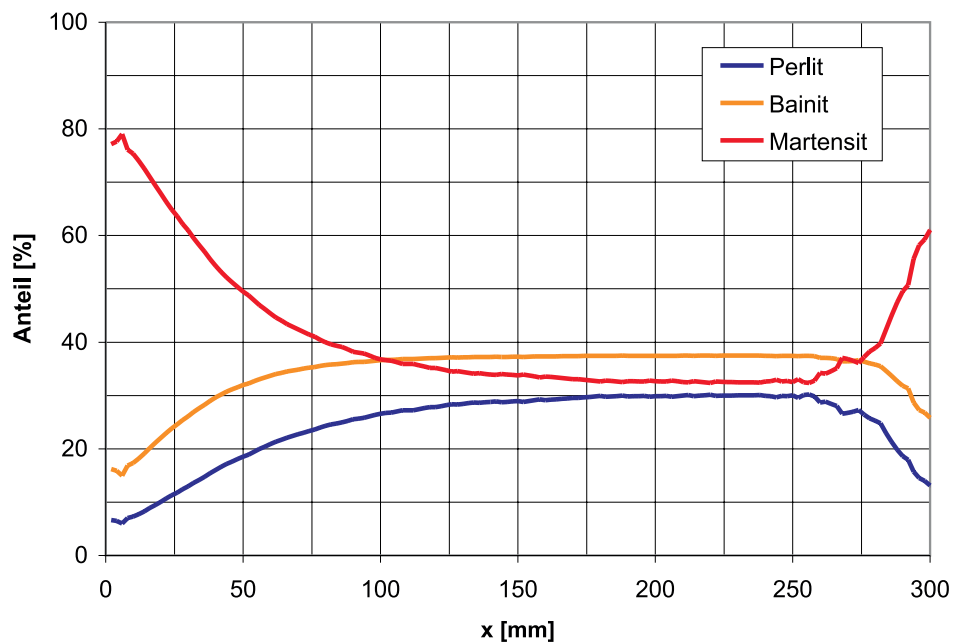


Abbildung 68: Gefügeentwicklung bei instationärer Rechnung



Die Realitätsnähe dieser Randbedingung ist zwar generell kritisch zu sehen, allerdings passen die Ergebnisse besser zu den Thermographiedaten, da sich die Wärme im noch zu füllenden Nahtspalt nicht in Schweißrichtung ausbreiten kann.

Interessanter als der quasi-stationäre Zustand des dynamischen Modells ist dagegen die Entwicklung der Abkühlzeiten in der Wärmeeinflußzone und ihre Auswirkungen auf Gefügebildung und mechanische Eigenschaften, siehe Abb. 67. Im Gegensatz zum statischen Modell, welches eine konstante  $t_{8/5}$ -Zeit von 9,6s über die Nahtlänge liefert, ergibt die instationäre Rechnung, daß die Abkühlzeit von 4,2s zum Schweißbeginn auf einen Grenzwert von ca. 11,7s ansteigt, um zum Nahtende hin wieder zu fallen. Entsprechend ergeben sich hohe Härtewerte von 325 HV30 bzw. 310 HV30 am Nahtanfang- und Ende. Im mittleren Blechbereich werden dagegen günstigere Werte zwischen 280 und 290 HV30 berechnet.

Wird der quasi-stationäre Zustand hier willkürlich mit  $t_{8/5}$ -Zeiten über 11s gleichgesetzt, ergeben sich optimale Schweißbedingungen erst nach einer Länge von 125 mm und bleiben für ca. 140 mm bestehen, was weniger als der Hälfte des 320 mm langen dynamischen Modells entspricht. Wird die Länge über die Schweißgeschwindigkeit von 32,1 cm/min in die verstrichene Zeit umgerechnet, ergibt sich der Beginn des quasi-stationären Zustands nach 23,4s mit einer Dauer von 26,2s bei einer Gesamtschweißzeit von 58s<sup>19</sup>.

Analog zum Verlauf der  $t_{8/5}$ -Zeit und der Härteentwicklung ergeben sich auch die Gefügebestandteile an Perlit, Bainit und Martensit in der Wärmeeinflußzone, siehe Abb. 68. Der Martensitanteil fällt dabei von sehr ungünstigen 80% beim Nahtanfang auf etwas über 30% im quasi-stationär geschweißten Nahtbereich und liegt am Nahtende bei ca. 60%. Man beachte an dieser Stelle den engen Zusammenhang zwischen dem Härteverlauf in Abb. 67 und dem Martensitanteil. Perlit- und Bainitanteil verlaufen erwartungsgemäß entgegengesetzt mit Werten von unter 10 bzw. 20% am Nahtanfang, ungefähr 30 und unter 40% in Nahtmitte und ca. 15 bzw. 25% am Nahtende.

---

<sup>19</sup>Die Wärmequelle wurde kurz vor Erreichen des Blechendes „ausgeschaltet“, so daß sich ein etwas geringerer Wert als die theoretischen 59,8s ergibt.

## 4.5 Parametereinfluß

Finite Elemente Rechnungen sollen nicht nur einzelne ausgesuchte Beispiele gut widerspiegeln können, sondern auch für Parameterstudien einsetzbar sein. Daher werden an dieser Stelle die Ergebnisse von Simulationsrechnungen abhängig von den Schweißparametern vorgestellt und mit den experimentellen Resultaten verglichen. Stellvertretend für die verwendeten Stärken und Sorten wurden die S460-Bleche mit einer Stärke von 8 mm ausgewählt, an denen bereits der Parametereinfluß anhand der Thermographieaufnahmen demonstriert wurde (siehe 2.5.1, S. 33ff, Abb. 15 bis 18). Analog zu den Experimenten wurden Drahtzufuhr und Schweißgeschwindigkeit variiert, der Brennerabstand wurde wegen seines vergleichsweise geringen Einflusses konstant auf dem mittleren Wert von 12 mm gehalten. Die Extremfälle geringer Drahtzufuhr mit hoher Schweißgeschwindigkeit (starkes Untermaß) und hoher Drahtzufuhr mit geringer Schweißgeschwindigkeit (starke Überhöhung) wurden nicht betrachtet, da sie praktisch kaum Relevanz haben. Damit bleiben sieben Parameterkombinationen übrig, an denen der Einfluß der Drahtzufuhr, der Schweißgeschwindigkeit und ihrer Kombinationen für eine vollständige Nahtfüllung betrachtet und mit den experimentellen Ergebnissen verglichen werden können, siehe Tabelle 19.

|                | $v_{Dr}$ [m/min] |     |     |
|----------------|------------------|-----|-----|
| $v_S$ [cm/min] | 3,9              | 5,9 | 7,8 |
| 37,5           | 1                | 2   | (3) |
| 55,4           | 4                | 5   | 6   |
| 73,2           | (7)              | 8   | 9   |

Tabelle 19: Betrachtete Parameterkombinationen und zugehörige Versuchsnummern

| Quelle | Anteil | $a_v$ | $a_h$ | b  | c    |
|--------|--------|-------|-------|----|------|
| 1      | 0,4    | 2     |       | 2  | 1000 |
| 2      | 0,6    | 4     | 20    | 10 | 8    |

Tabelle 20: Leistungsverteilung und Achsenlängen in [mm] der überlagerten Wärmequellen

Für alle Rechnungen wurde eine Kombination zweier gaußverteilter Quellen mit unterschiedlichen Halbachsen verwendet, wobei eine lokal stark begrenzt und in der Tiefe extrem überstreckt<sup>20</sup> war, um die unmittelbare Lichtbogen- und Tropfenwirkung nachzubilden und die Durchschweißung zu gewährleisten. Die zweite wurde dagegen in der Länge unsymmetrisch, aber mit stetigem Übergang gewählt, um den konvektiven Wärmetransport im Schmelzbad zu erfassen und dessen Ausdehnung größenordnungsmäßig richtig wiederzugeben. Die Verteilung

<sup>20</sup>Dadurch ergibt sich eine starke Ähnlichkeit zu einer zylinderförmigen Quelle.

der Gesamtleistung auf die Quellen und die Längen der Halbachsen sind in Tabelle 20 dargestellt. Zur Definition der Wärmequellen siehe 3.5.2, S. 90ff.

Die Schmelzbadlänge ergab sich in der Simulation aufgrund der Achsenwahl kleiner als die Messwerte des erstarrten Endkraters, stimmte so aber besser mit den Thermographieaufnahmen überein. Dies bekräftigt die Annahme, daß die Schmelze nach Abschalten des Brenners vor der vollkommenen Erstarrung in Schweißrichtung fließt und somit einen verlängerten Endkrater erzeugt. Die Wahl des Wirkungsgrades von  $\eta = 0,85$  lehnt sich an Angaben aus [Radaj1] und [Dilt2] an. Für die Erfassung des Wärmeübergangs von Blech zu Kupferschiene haben sich sehr niedrige Wärmeleitfähigkeiten von 5–20 W/m<sup>2</sup>K für die Übergangselemente als günstig erwiesen, so daß hier ein Wert von 10 W/m<sup>2</sup>K verwendet wurde. Dadurch konnten die komplizierten realen Verhältnisse meist nur teilweisen Aufliegens am Übergang Blech-Badsicherung effektiv vereinfacht und zusammengefasst werden. Theoretisch wären bei Kontakt Wärmeflüsse abhängig von der Temperaturdifferenz analog den Randbedingungen 3. Art, siehe 3.1.2, Gl. (19), S. 65, einzuführen. Existiert dagegen ein Spalt zwischen Blech und Badsicherung, liegt Wärmeübergang durch Strahlung vor, der von den geometrischen Verhältnissen abhängig ist.

Zunächst sollen die berechneten und thermographisch ermittelten Temperaturen verglichen werden. In den Abbildungen 69 bis 71 sind die Gegenüberstellungen der Temperaturverläufe in Nahtmitte zu sehen, gekennzeichnet mit den entsprechenden Versuchsnummern für die Thermographie (TG) und die Simulation (FEM). An dieser Stelle sei noch einmal darauf hingewiesen, daß die thermographisch ermittelten Temperaturen der Schmelzbadoberfläche wegen des sehr niedrigen Emissionskoeffizienten zu geringe Temperaturen vortäuschen, die tatsächlich oberhalb der Liquidustemperatur von ca. 1500°C liegen. Der Schmelzbadbereich läßt sich dennoch zwischen dem ersten und zweiten Peak lokalisieren und stimmt gut mit dem Bereich der simulierten Temperaturen über 1500°C überein.

In Abb. 69 ist die Temperaturerhöhung über die gesamte betrachtete Länge bei verstärkter Draht- und Energiezufuhr dargestellt. Die Übereinstimmung von Simulation und Experiment läßt sich besonders beim Abkühlverhalten hinter dem Schmelzbad beobachten. In Abb. 70 ist die Temperaturerniedrigung und schnellere Abkühlung bei erhöhter Schweißgeschwindigkeit für Simulation und Thermographie zu erkennen. Abb. 71 zeigt schließlich unterschiedliche Kombinationen von Drahtzufuhr und Schweißgeschwindigkeit mit nahezu identischer Nahtfüllung. Die Simulationen ergeben dabei etwas höhere Maximaltemperaturen bei stärkerer Drahtzufuhr, während der sonstige Temperaturverlauf sehr nahe beieinander liegt. Es zeigt sich allerdings, daß die Erhöhung der Schweißgeschwindigkeit auch die Abkühlzeit in der Wärmeeinflußzone verringert, siehe Tabelle 21.

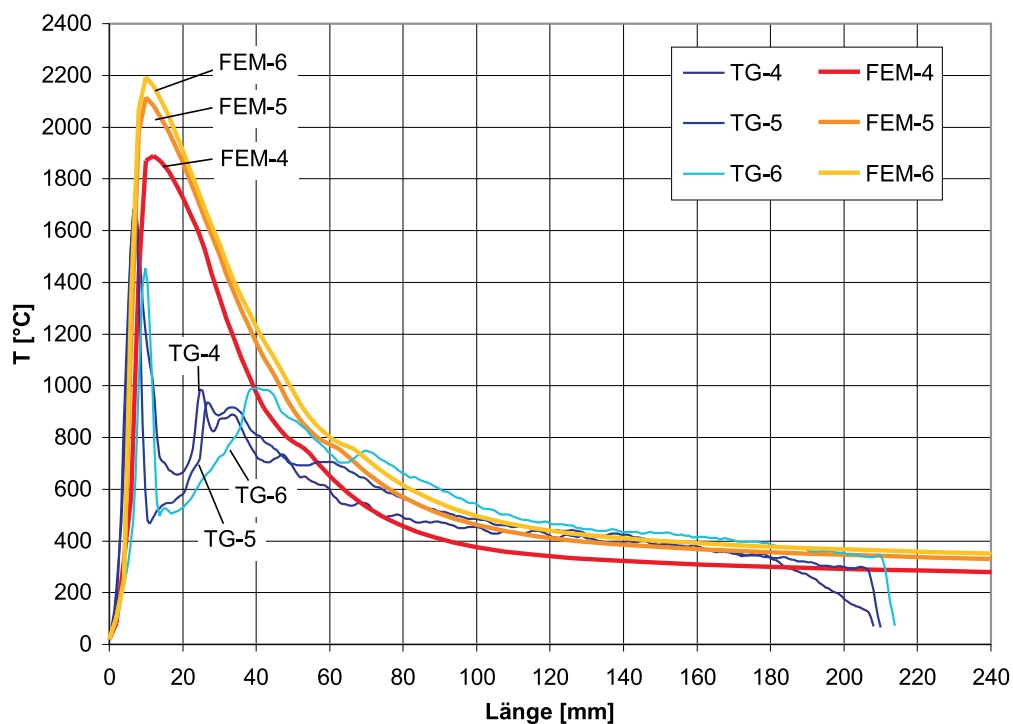


Abbildung 69: Vergleich des Temperaturverlaufs von Thermographie und FEM-Rechnung in Nahtmitte bei unterschiedlicher Drahtzufuhr

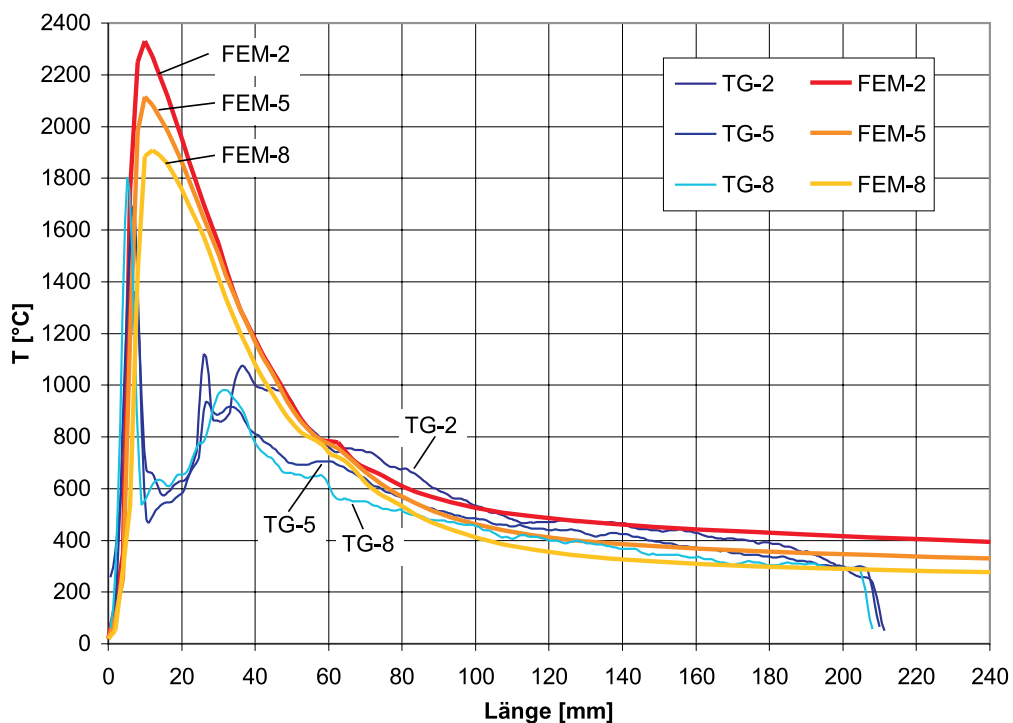


Abbildung 70: Vergleich des Temperaturverlaufs von Thermographie und FEM-Rechnung in Nahtmitte bei unterschiedlicher Schweißgeschwindigkeit

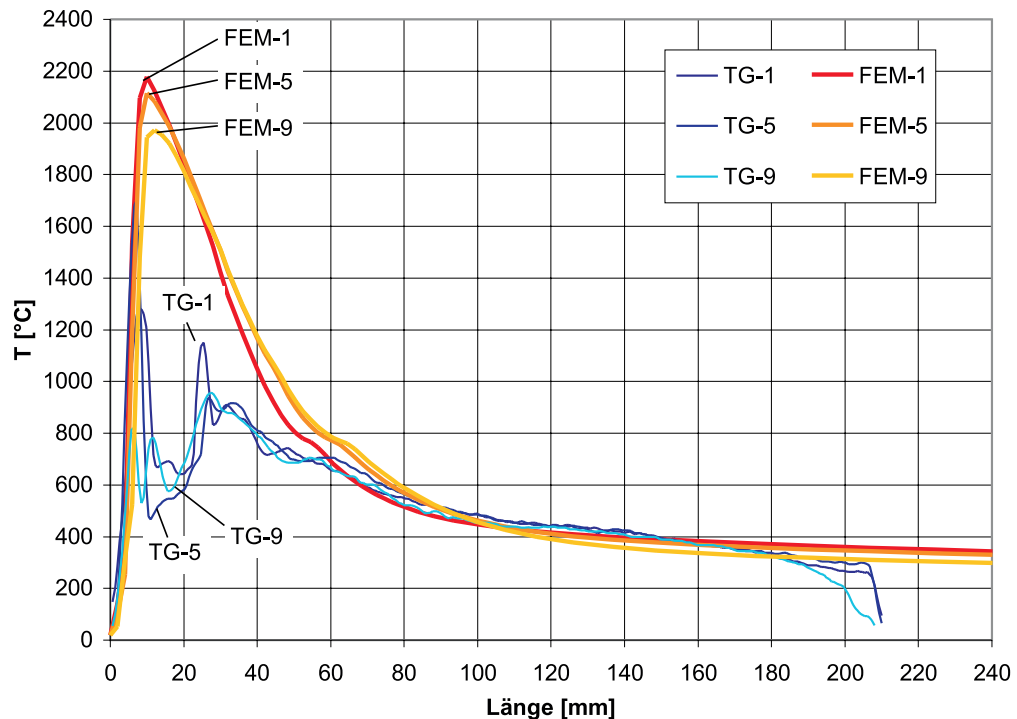


Abbildung 71: Vergleich des Temperaturverlaufs von Thermographie und FEM-Rechnung in Nahtmitte bei unterschiedlichen Kombinationen von Drahtzufuhr und Schweißgeschwindigkeit

Analog zu den Temperaturverläufen in der Nahtmitte beinhalten die Abb. 72 bis 74 den Vergleich der Oberflächentemperaturfelder von Thermographie und FEM-Rechnungen abhängig von den verwendeten Schweißparametern. Auch hier sind die bekannten Einflüsse von Drahtzufuhr und Schweißgeschwindigkeit durch die Simulationen richtig wiedergegeben und stimmen gut mit den Versuchsbeobachtungen überein. So ist in Abb. 72 deutlich die Streckung der Isothermen entgegen der Schweißrichtung bei Erhöhung der Drahtzufuhr zu erkennen, während in Abb. 73 die Verkürzung und Verschmälerung bei höheren Schweißgeschwindigkeiten dargestellt ist. Abb. 74 demonstriert den Parametereinfluß bei gleicher Nahtfüllung, bei der die Länge der Isothermen nahezu konstant bleibt (siehe auch Abb. 71), allerdings eine Verschmälerung bei erhöhter Schweißgeschwindigkeit auftritt, die zu den bereits erwähnten kürzeren Abkühlzeiten in der Wärmeeinflußzone führt.

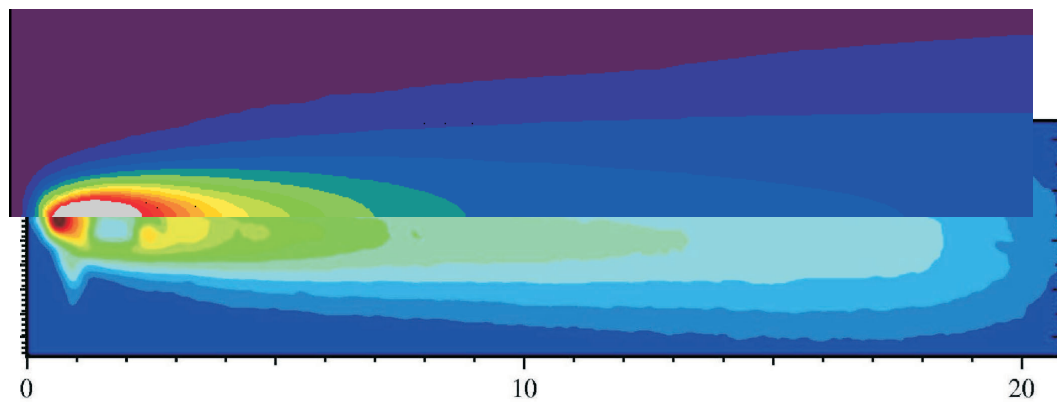
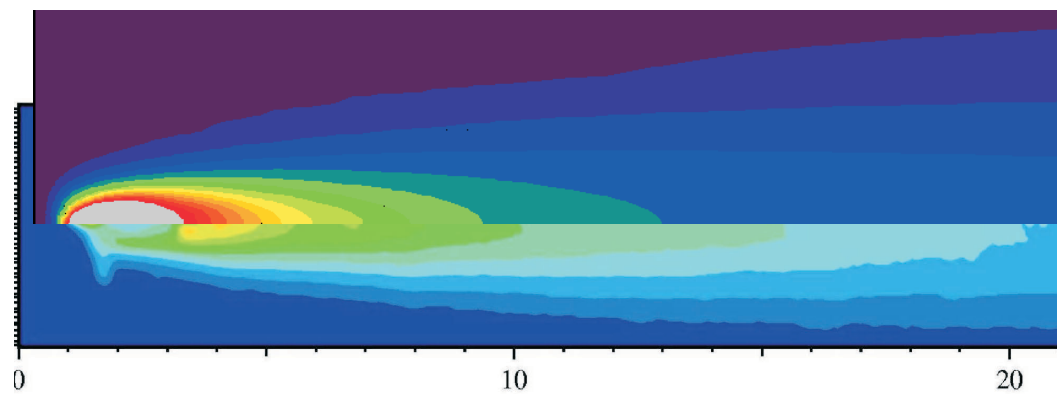
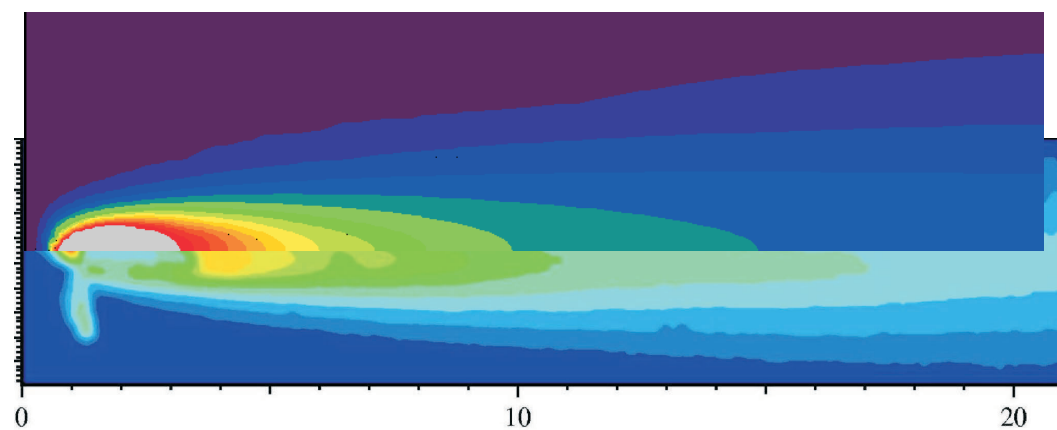
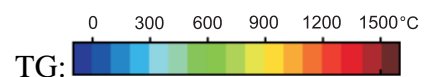
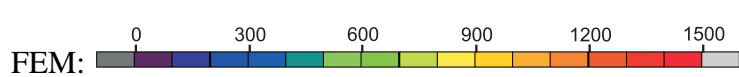
a)  $v_{Dr}=3,9$  m/minb)  $v_{Dr}=5,9$  m/minc)  $v_{Dr}=7,8$  m/min

Abbildung 72: Vergleich des Temperaturfelds von Thermographie und FEM-Rechnung bei unterschiedlicher Drahtzufuhr ( $v_S=55,4$  cm/min)

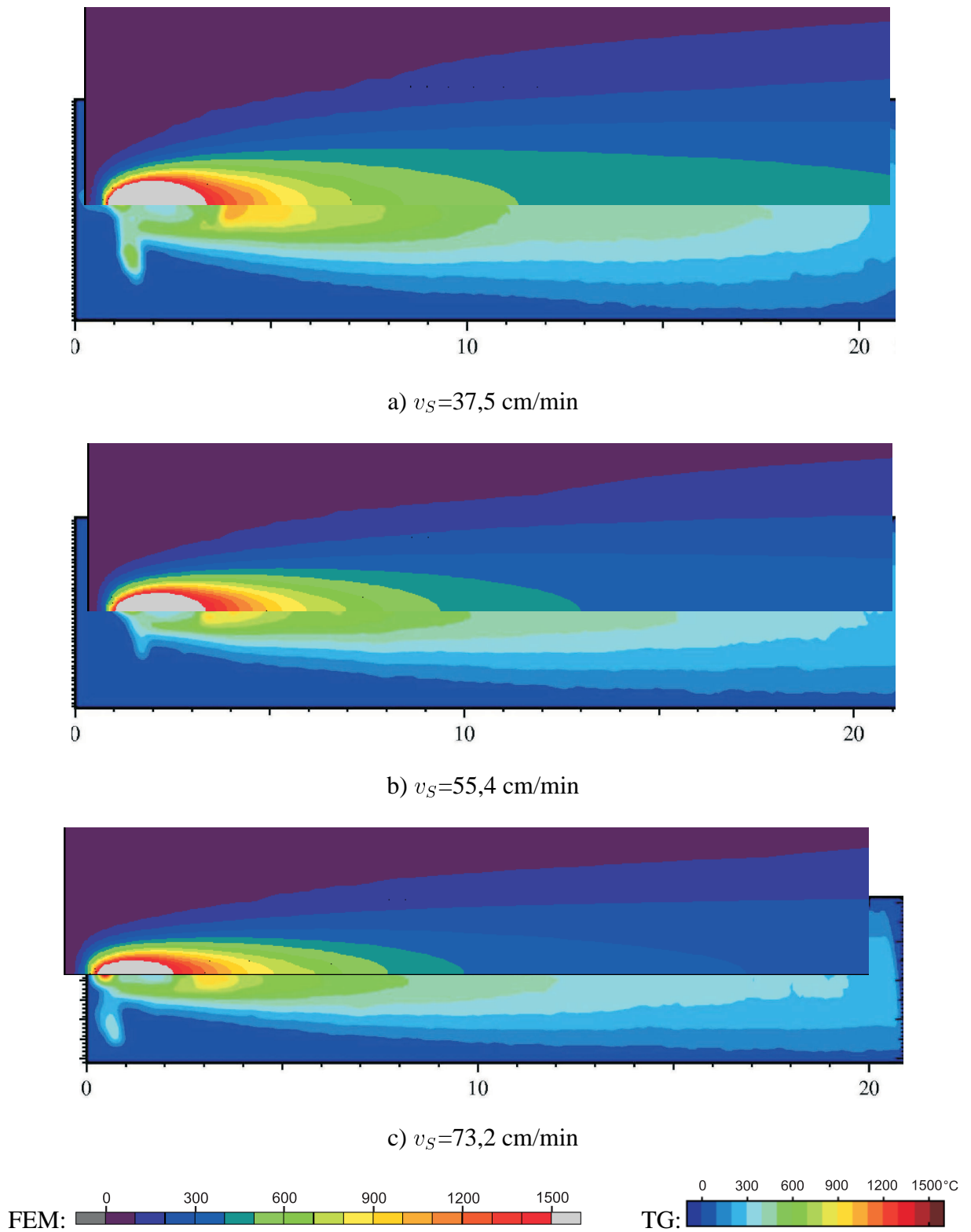


Abbildung 73: Vergleich des Temperaturfelds von Thermographie und FEM-Rechnung bei unterschiedlicher Schweißgeschwindigkeit ( $v_{Dr}=5,9$  m/min)

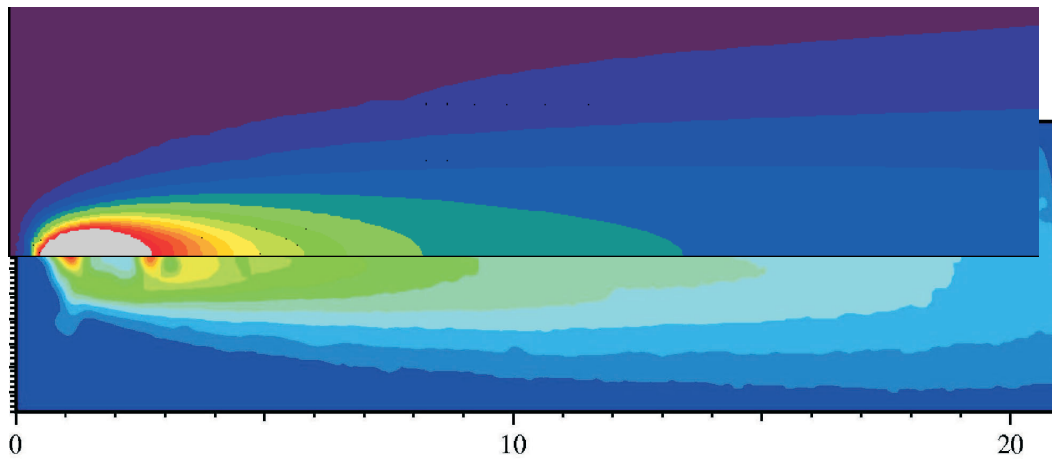
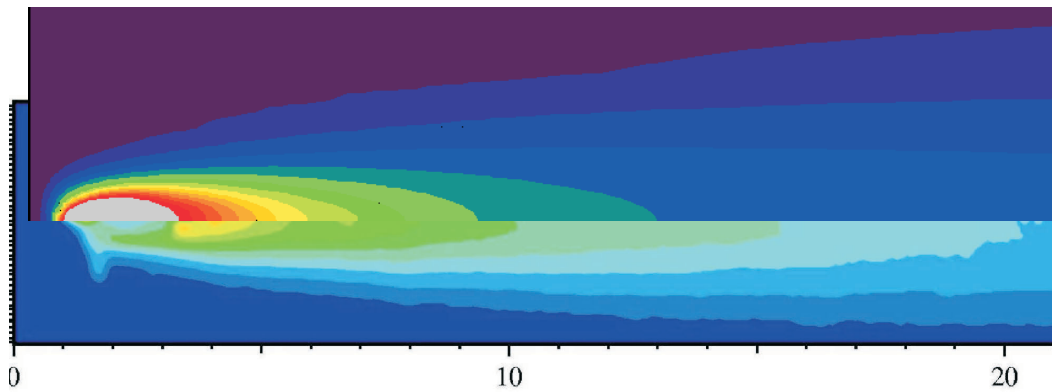
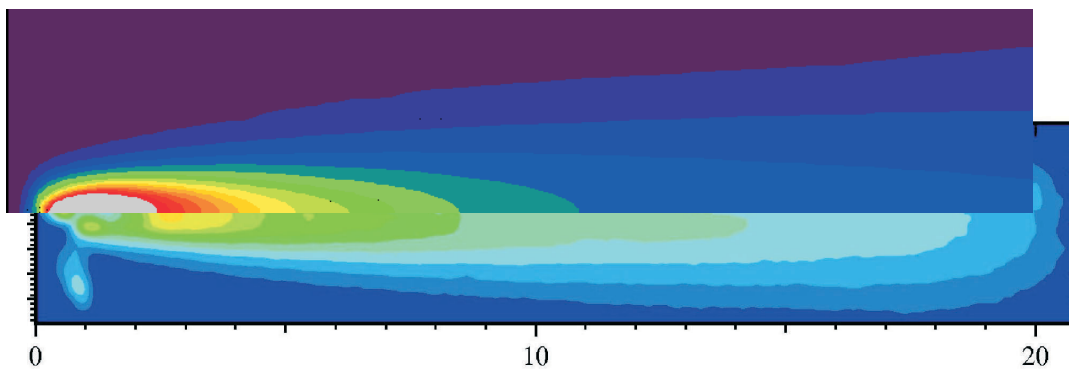
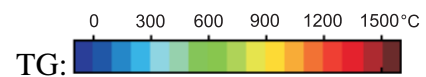
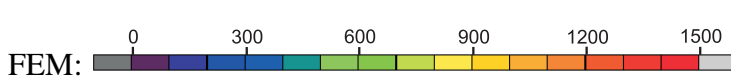
a)  $v_{Dr}=3,9$  m/min,  $v_S=37,5$  cm/minb)  $v_{Dr}=5,9$  m/min,  $v_S=55,4$  cm/minc)  $v_{Dr}=7,8$  m/min,  $v_S=73,2$  cm/min

Abbildung 74: Vergleich des Temperaturfelds von Thermographie und FEM-Rechnung bei unterschiedlichen Kombinationen von Drahtzufuhr und Schweißgeschwindigkeit für vollständige Nahtfüllung



In den Abbildungen 75 bis 77 sind die Vergleiche von realer Nahtausbildung im Schliffbild und den Simulationsergebnissen dargestellt. Die Nahtüberhöhung wurde dabei mittels der aufgestellten Regressionsgleichungen aus den Versuchsergebnissen berechnet. Für das FEM-Modell sind die aufgetretenen Maximaltemperaturen von 700 bis 1500°C angegeben, wodurch der Bereich der Wärmeeinflußzone eingegrenzt wird. Der hellgraue Bereich entspricht Spitzentemperaturen über 1500°C und somit dem Gußgefügebereich der Schweißnaht. In Abb. 75 ist die verstärkte Nahtüberhöhung bei Steigerung der Drahtzufuhr zu erkennen, während höhere Schweißgeschwindigkeiten zu flacheren und schmaleren Nähten führen, wie Abb. 76 demonstriert. Diese Verschmälerung tritt auch in Abb. 77 für unterschiedliche Kombinationen von Drahtzufuhr und Schweißgeschwindigkeit bei gleichbleibender Massenzufuhr pro Zeiteinheit auf.

Die Durchschweißung wird insgesamt recht gut wiedergegeben, für die Versuche 4 (Abb. 75a), 2 (Abb. 76a) und 1 (Abb. 77a) ist diese real allerdings etwas geringer als in der Simulation. Kritisch anzumerken ist, daß Schmelzbad und Nahtbreite bei fast allen Rechnungen nicht optimal zusammenpassen. Da die Temperaturverläufe und Abkühlzeiten korrekt bestimmt werden, sind diese Abweichungen allerdings tolerierbar. Die Ausdehnungen der Wärmeeinflußzonen werden größenordnungsmäßig zwar richtig berechnet, sind aber im Gegensatz zu den Messwerten, die zwischen 2 und 4 mm liegen, mit Werten zwischen 3,5 und 4 mm fast unabhängig von den Schweißparametern. In diesem Zusammenhang ist zu beachten, daß hier allein die Wärmequelle als Einflußfaktor der Schmelzbadform einfließt, während in der Realität insbesondere die von der Schutzgaszusammensetzung beeinflusste Schmelzbadströmung ebenfalls eine große Rolle spielt.

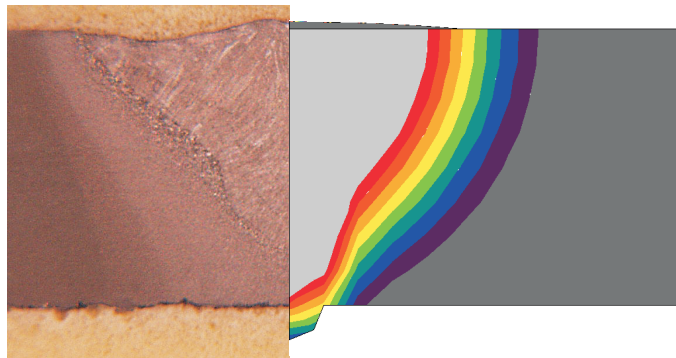
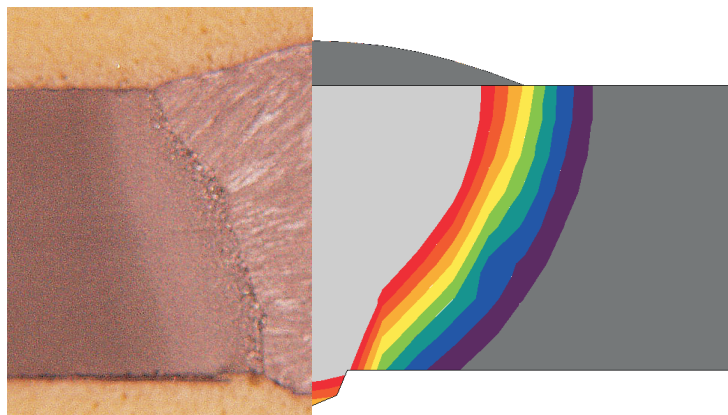
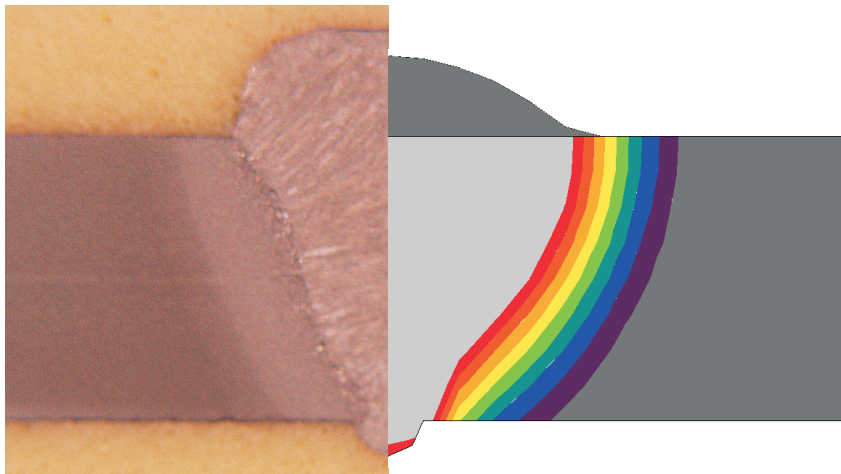
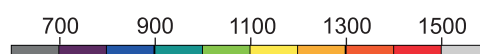
a)  $v_{Dr}=3,9$  m/minb)  $v_{Dr}=5,9$  m/minc)  $v_{Dr}=7,8$  m/min

Abbildung 75: Vergleich der Nahtausbildung von Experiment und FEM-Rechnung bei unterschiedlicher Drahtzufuhr

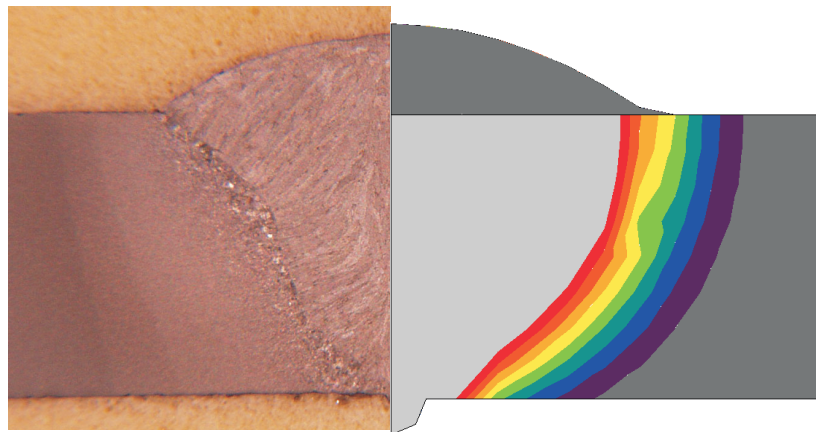
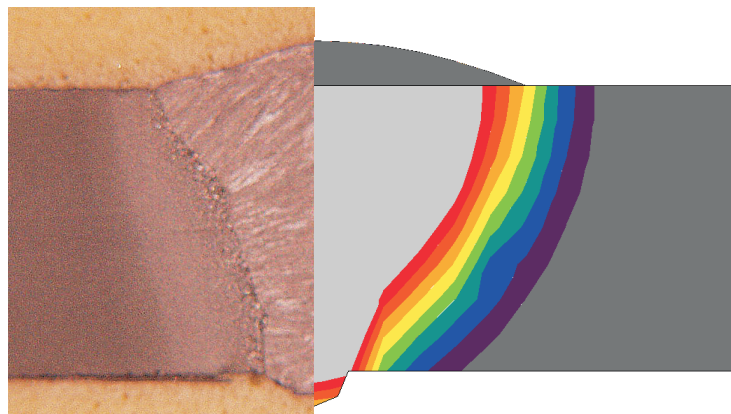
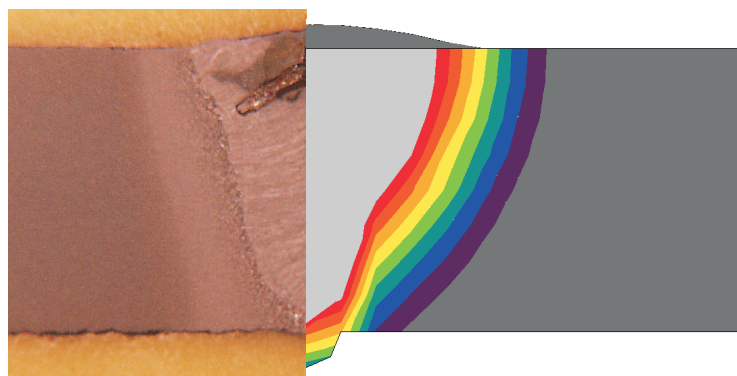
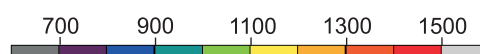
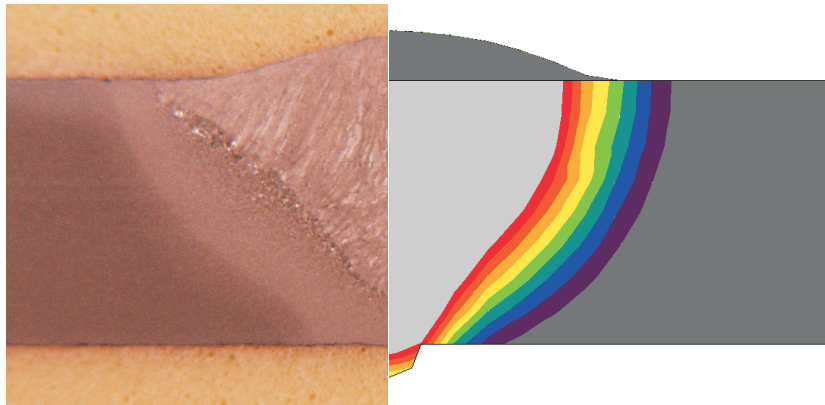
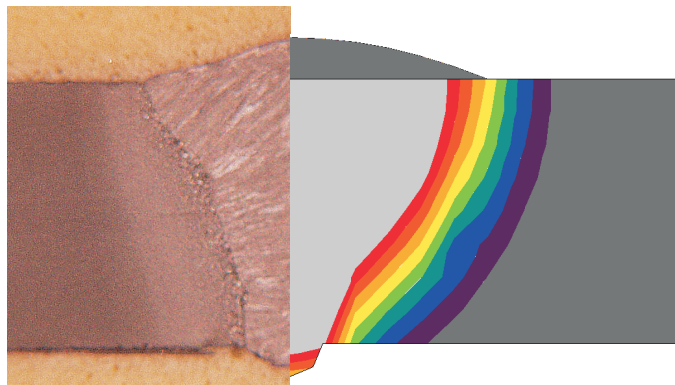
a)  $v_s=37,5$  cm/minb)  $v_s=55,4$  cm/minc)  $v_s=73,2$  cm/min

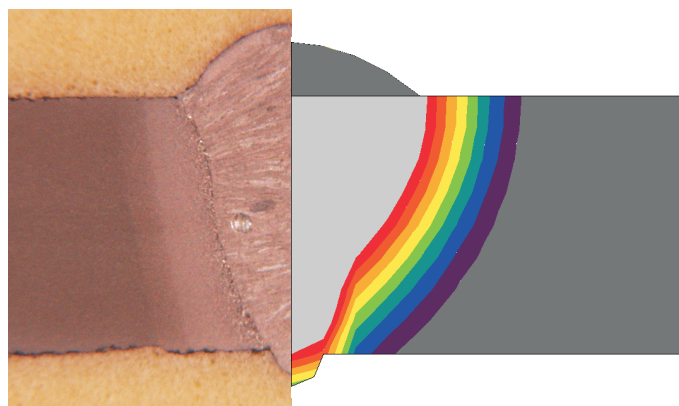
Abbildung 76: Vergleich der Nahtausbildung von Experiment und FEM-Rechnung bei unterschiedlicher Schweißgeschwindigkeit



a)  $v_{Dr}=3,9$  m/min,  $v_S=37,5$  cm/min



b)  $v_{Dr}=5,9$  m/min,  $v_S=55,4$  cm/min



c)  $v_{Dr}=7,8$  m/min,  $v_S=73,2$  cm/min

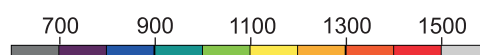


Abbildung 77: Vergleich der Nahtausbildung von Experiment und FEM-Rechnung bei unterschiedlichen Kombinationen von Drahtzufuhr und Schweißgeschwindigkeit für vollständige Nahtfüllung

In Tabelle 21 sind die berechneten Abkühlzeiten und die daraus abgeleiteten mechanischen Kennwerte und Gefügebestandteile abhängig von den verwendeten Schweißparameter aufgeführt. Zum Vergleich sind die gemessene Abkühlzeit  $t_{8/5}^*$  angegeben sowie die Härtewerte HV30\* und umgerechneten Zugfestigkeiten  $R_m^*$  des empirischen Modells, welches direkt auf den Versuchsergebnissen beruht. Die Abkühlzeiten sind in ihrer Größenordnung richtig berechnet worden und stimmen gut bis sehr gut mit den Messwerten überein, so daß auch die abgeleiteten mechanischen Werte und Gefügebestandteile vertrauenswürdig sind. Beim Vergleich der Härtewerte fällt auf, daß das Modell von Seyffahrt und Kassatkin insgesamt höhere Werte liefert als das hier vorgestellte empirische Modell, Größenordnung und Verhalten beider Modelle stimmen aber überein. Die Simulationen ergeben wie die Experimente längere Abkühlzeiten bei erhöhter Drahtzufuhr und kürzere Abkühlzeiten bei erhöhter Schweißgeschwindigkeit. Daraus ergeben sich entsprechend höhere Härtewerte bei kleineren  $t_{8/5}$ -Zeiten, die mit einer Verschiebung der Gefügeausbildung zugunsten des Martensits korrespondieren, während die Perlit-Reste und die Bainit-Anteile abnehmen. Die entsprechende negative Auswirkung auf die mechanischen Eigenschaften zeigt sich in geringeren Bruchdehnungen, Brucheinschnürungen und Kerbschlagzähigkeiten.

|                                | 1    | 2    | 4    | 5    | 6    | 8    | 9    |
|--------------------------------|------|------|------|------|------|------|------|
| $v_s$ [cm/min]                 | 37,5 | 37,5 | 55,4 | 55,4 | 55,4 | 73,2 | 73,2 |
| $v_{Dr}$ [m/min]               | 3,9  | 5,9  | 3,9  | 5,9  | 7,8  | 5,9  | 7,8  |
| $t_{8/5}$ [s]                  | 7,5  | 8,8  | 4,5  | 5,3  | 6,7  | 4,0  | 4,5  |
| $t_{8/5}^*$ [s]                | 8,0  | 9,2  | 4,8  | 7,0  | 7,6  | 3,8  | 4,2  |
| HV30                           | 310  | 300  | 330  | 325  | 315  | 340  | 330  |
| $R_{p02}$ [N/mm <sup>2</sup> ] | 695  | 680  | 750  | 730  | 710  | 755  | 750  |
| $R_m$ [N/mm <sup>2</sup> ]     | 930  | 915  | 990  | 970  | 945  | 995  | 990  |
| HV30*                          | 295  | 275  | 310  | 290  | 280  | 300  | 300  |
| $R_m^*$ [N/mm <sup>2</sup> ]   | 964  | 898  | 1013 | 947  | 915  | 980  | 980  |
| A [%]                          | 13,2 | 13,7 | 11,7 | 12,2 | 12,9 | 11,6 | 11,8 |
| Z [%]                          | 32,9 | 33,5 | 31,0 | 31,6 | 32,5 | 30,9 | 31,1 |
| K [J]                          | 14,9 | 15,3 | 13,8 | 14,1 | 14,6 | 13,7 | 13,8 |
| P [%]                          | 10,0 | 13,0 | 5,0  | 5,5  | 8,5  | 3,5  | 4,0  |
| B [%]                          | 34,0 | 41,0 | 15,0 | 18,5 | 29,0 | 12,0 | 13,5 |
| M [%]                          | 56,0 | 46,0 | 80,0 | 76,0 | 62,5 | 84,5 | 82,5 |

Tabelle 21: Vergleich der Abkühlzeiten und der daraus berechneten mechanischen Kennwerte und Gefügebestandteile abhängig von Drahtzufuhr und Schweißgeschwindigkeit

## 4.6 Werkstoffeinfluß

Der Einfluß der verwendeten Werkstoffe ist in Tabelle 22 dargestellt, wobei jeweils die Versuche mit mittlerer Drahtzufuhr und Schweißgeschwindigkeit bei einem Brennerabstand von 12 mm verglichen wurden. Die berechneten Abkühlzeiten liegen zwar etwas unterhalb der Messwerte, wodurch die Aussagekraft der Vergleiche aber nicht beeinflusst wird. Insbesondere fallen die größeren Härtewerte für den festeren S460-Stahl auf, die mit dem erhöhten Martensitanteil verbunden sind. Der Einfluß auf die mechanischen Kennwerte fällt dennoch relativ gering aus, so daß Bruchdehnung, Brucheinschnürung und Kerbschlagarbeit fast konstant bleiben oder sogar etwas günstiger für die S460-Bleche ausfallen. Als Ausreißer erweisen sich erwartungsgemäß die S355-Bleche mit einer Stärke von 10 mm, welche sich durch einen vergleichsweise niedrigen Kohlenstoffgehalt von 0,08% auszeichnen, während die übrigen Stahlsorten einen Anteil zwischen 0,15 und 0,18% enthalten, siehe Tabelle 13, S. 59. Dadurch ergeben sich ein niedriger Martensit- und ein hoher Perlitanteil in der Wärmeeinflußzone, die sich günstig auf die Werte von A, Z und K auswirken, während Härte und Zugfestigkeit entsprechend niedrige Werte annehmen.

|                                | 6-355 | 6-460 | 8-355 | 8-460 | 10-355 | 10-460 |
|--------------------------------|-------|-------|-------|-------|--------|--------|
| $v_s$ [cm/min]                 | 32,1  |       | 55,4  |       | 35,7   |        |
| $v_{Dr}$ [m/min]               | 6,5   |       | 5,9   |       | 5,9    |        |
| $t_{8/5}$ [s]                  | 9,6   |       | 5,3   |       | 10,6   |        |
| $t_{8/5}^*$ [s]                | 11,8  |       | 6,7   |       | 12,1   |        |
| HV30                           | 292   | 318   | 313   | 325   | 216    | 311    |
| $R_{p02}$ [N/mm <sup>2</sup> ] | 623   | 703   | 678   | 734   | 450    | 694    |
| $R_m$ [N/mm <sup>2</sup> ]     | 862   | 960   | 920   | 972   | 650    | 943    |
| HV30*                          | 243   | 278   | 243   | 294   | 201    | 294    |
| $R_m^*$ [N/mm <sup>2</sup> ]   | 794   | 908   | 794   | 960   | 657    | 960    |
| A [%]                          | 12,2  | 12,0  | 10,3  | 12,2  | 21,7   | 11,6   |
| Z [%]                          | 28,4  | 28,3  | 27,3  | 31,6  | 50,1   | 27,0   |
| K [J]                          | 11,8  | 13,2  | 11,4  | 14,1  | 21,6   | 12,1   |
| P [%]                          | 22,0  | 11,0  | 9,0   | 5,0   | 40,0   | 15,0   |
| B [%]                          | 34,0  | 33,0  | 25,0  | 18,0  | 33,0   | 30,0   |
| M [%]                          | 44,0  | 56,0  | 66,0  | 77,0  | 27,0   | 55,0   |

Tabelle 22: Vergleich des Werkstoffeinflusses für identische Blechdicken und Schweißparameter

## 4.7 Eigenspannung und Verzug

Die angestellten Berechnungen der Eigenspannungen und des Verzugs stellen lediglich eine Ergänzung des Modells zur Vorhersage des Temperaturgeschehens, der mechanischen Eigenschaften und der Gefügebestandteile dar und erheben somit keinen Anspruch auf Vollständigkeit oder Exaktheit. Vorrangiges Ziel war es, die Machbarkeit zu demonstrieren, um die zuvor angestellten Betrachtungen abzurunden, so daß auch keine experimentellen Daten zur Validierung herangezogen wurden. Die realitätsnahe Berechnung von Eigenspannung und Verzug ist ein eigenständiger Forschungsbereich, der im Rahmen dieser Arbeit nur angetastet werden konnte.

Die vorgestellten Simulationsergebnisse beziehen sich auf S355-Bleche der Stärke 6 mm, wiederum mit jeweils mittleren Schweißparametern, vgl. Tabelle 22. Die mechanische Berechnung wurde entkoppelt als Aufeinanderfolge quasi-statischer Schritte durchgeführt, wobei die zuvor berechneten Temperaturen als Zustandsvariable für jedes Inkrement eingelesen wurden. Die Temperaturberechnung beinhaltet dabei den Schweißvorgang mit bewegter Wärmequelle für eine Dauer von ca. 58s, sowie einen reinen Abkühlzeitraum von 3600s = 1h nach der die Blechtemperatur fast konstant ca. 27°C betrug, so daß kaum noch ein Unterschied zur Umgebungstemperatur vorlag. Die Rechenzeit des thermischen Problems betrug ungefähr 6500s ( $\approx 2h$ ), die des mechanischen Problems dagegen fast 57000s ( $\approx 16h$ ). Um Verfälschungen durch die für Temperaturberechnungen unverzichtbare Kupferschiene zu vermeiden, wurden die entsprechenden Elemente für die mechanische Berechnung deaktiviert.

In Abb. 78 sind typische Verläufe der Längsspannungen  $\sigma_x$  und Querspannungen  $\sigma_y$  für Verbindungsschweißungen dargestellt. Diese Angaben können allerdings nur als Anhaltspunkt zum Vergleich der Berechnungsergebnisse dienen, da je nach Material, Schweißverfahren, Randbedingungen und betrachtetem Ort stark unterschiedliche Spannungsverläufe auftreten, siehe z.B. [Radaj1], [Radaj2], [Dilt1]. Dies wird auch in Abb. 79 deutlich, bei der das Spannungsverhalten in Nahtnähe wesentlich komplexer ausfällt.

Die Ergebnisse für die Spannungsberechnung in den Abb. 81 bis 83 beruhen auf einem eingespannten Blech, mit dem die realen Versuchsbedingungen nachgebildet werden sollten, siehe 2.4, S. 29, Abb. 13. In Abb. 81 ist der Verlauf der berechneten Vergleichsspannung nach v. Mises und der Normalspannungen in x- und y-Richtung senkrecht zur Naht innerhalb des Blechs dargestellt. Es ist zu erkennen, daß die berechnete Vergleichsspannung in Nahtmitte ein Maximum erreicht und im weiteren Verlauf nahezu konstant den Wert der Streckgrenze annimmt. Die Normalspannungen ergeben zunächst Zug- und im weiteren Verlauf Druckspannungen, um dann nochmals das Vorzeichen zu wechseln. Die Verlässlichkeit der Ergebnisse nimmt dabei



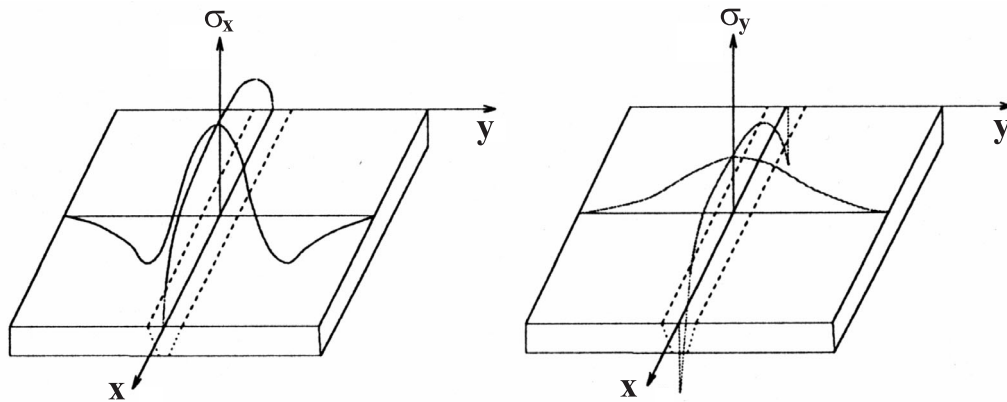


Abbildung 78: Typische Längs- und Querspannungen einer Verbindungsschweißung (aus [Lindh])

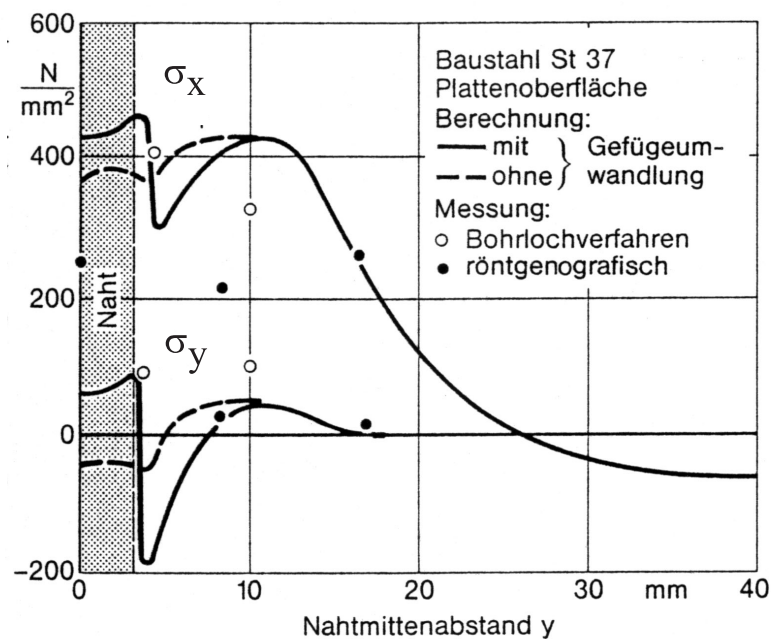


Abbildung 79: Berechnete Längs- und Querspannungen einer simultan geschweißten Doppel-V-Stumpfnah nach Argyris et al. (aus [Radaj1])



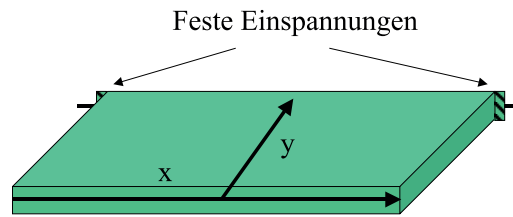


Abbildung 80: Feste Einspannungen im Simulationsmodell und Pfade der Spannungsdiagramme (die Schweißrichtung entspricht der x-Achse, man beachte die Symmetrie an x-z-Ebene)

für größere Entfernungen von der Naht wegen der immer gröber werdenden Diskretisierung ab. In Abb. 82 ist der berechnete Vergleichs- und Normalspannungsverlauf in der Naht in Schweißrichtung angegeben. Die Vergleichsspannung weist Minimalwerte zu Beginn und am Ende der Naht auf, dazwischen nimmt sie wiederum einen nahezu konstanten Wert an. Die Normalspannungen in Schweißrichtung sind symmetrisch mit einem lokalen Maximum in der Nahtmitte, um zu den Nahtändern zunächst abzufallen und dann stark anzusteigen. Die Spannungen der jeweils letzten 20 mm sind nicht angegeben, da diese extrem hohe Werte mit zahlreichen Vorzeichenwechseln praktisch von Knoten zu Knoten annehmen, und somit kaum noch darstellbar waren. Dies deckt sich mit der Aussage aus [Radaj1], daß an Nahtanfang und -ende sehr ungünstige Spannungsbedingungen herrschen.

Im Vergleich mit den Abb. 78 und besonders 79 erweisen sich die berechneten Spannungsverläufe als plausibel. So ergeben sich Übereinstimmungen in folgenden Punkten:

- Die Längsspannungen haben einen ähnlichen Verlauf wie die Querspannungen, sind allerdings größer.
- Senkrecht zur Naht treten in Nahtmitte hohe Zugspannungen auf, die im weiteren Verlauf abfallen und sich in Druckspannungen umkehren (hier sogar mehrfache Umkehr)
- In Längsrichtung zur Naht nehmen die Spannungen ein lokales Maximum in Blechmitte an.

In Abb. 83 ist die Verteilung der Vergleichsspannung während des Schweißprozesses zu erkennen. Deutlich ist das spannungsfreie Schmelzbad zu erkennen, welches Bereiche stärker werdender Spannungen hinter sich läßt. Die höchsten Spannungen treten in diesem Fall erst in weiterer Entfernung der Naht und des Schmelzbades auf, lediglich der rechte obere Bereich des Blechs ist zu diesem Zeitpunkt des Schweißprozesses noch relativ spannungsarm. In Abb. 84

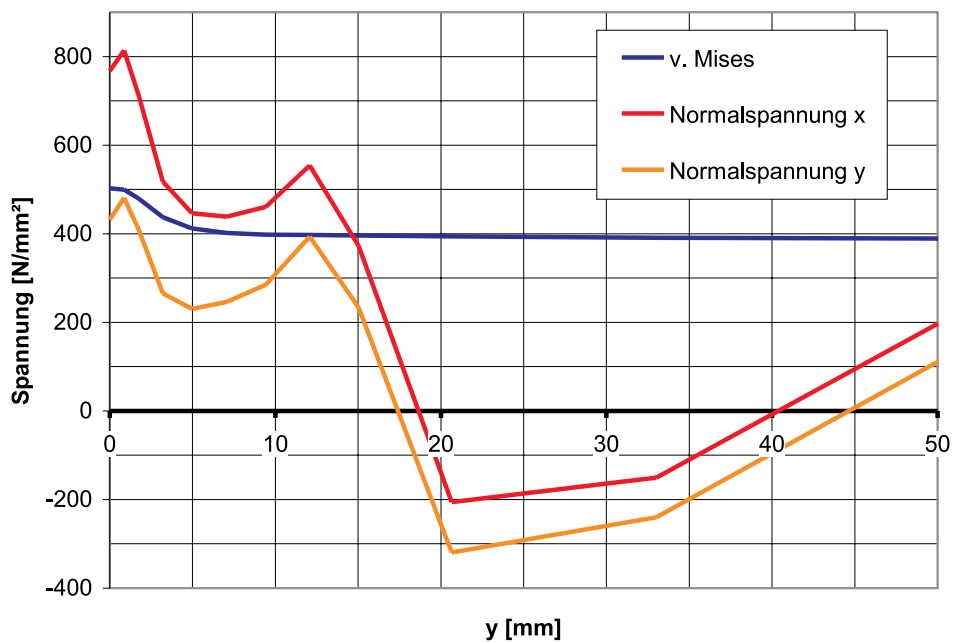


Abbildung 81: Berechneter Verlauf der Vergleichs-, Längs- und Querspannung in y-Richtung neben der Naht

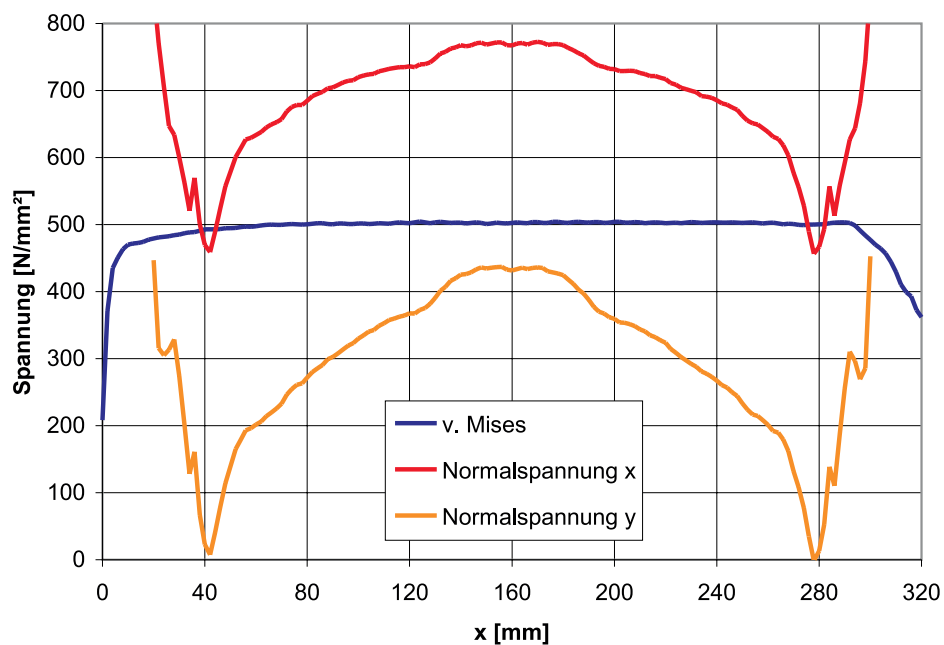


Abbildung 82: Berechneter Verlauf der Vergleichs-, Längs- und Querspannung in x-Richtung (20 mm am Anfang und Ende nicht erfasst)

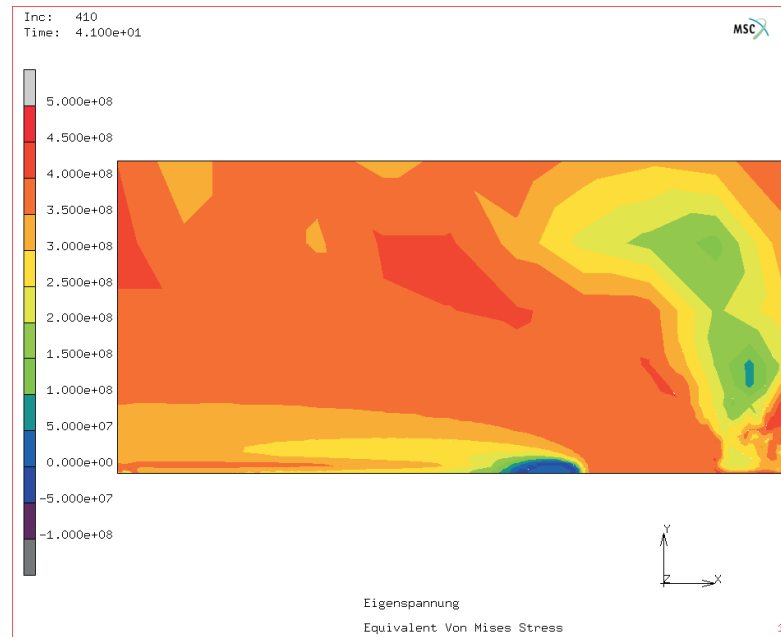


Abbildung 83: Berechnete Verteilung der Vergleichsspannung nach v. Mises während des Schweißprozesses auf der Oberseite des eingespannten Blechs (Werte in  $\text{N/m}^2$ )

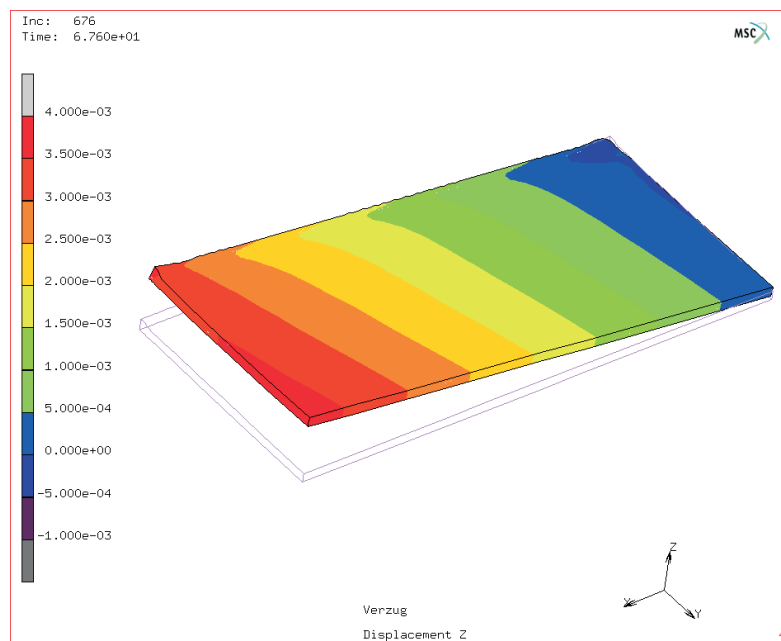


Abbildung 84: Berechneter Verzug nach vollständigem Abkühlen für einfach fest eingespannte Platte, Angabe der Verschiebung in z-Richtung als Contourplot (Werte in  $\text{m}$ ), Darstellung 10x überhöht

sind die Auswirkungen zu sehen, wenn das Blech die Möglichkeit bekommt, sich stark zu verformen. Es wurde eine Einspannung neben dem Nahtbeginn eingeführt, denn ein kompletter Verzicht ist nicht möglich, da das Gleichungssystem dann unterbestimmt wird und nicht mehr eindeutig lösbar ist. Die Verschiebung des Blechs in z-Richtung ist dominant und wurde als Contour-Plot gekennzeichnet, wobei der maximale Verzug in z-Richtung mit 3,8 mm berechnet wurde.

## 5 Zusammenfassung und Schlußfolgerungen

In der vorliegenden Arbeit wurde ein Modell zur Simulation des Metallschutzgasschweißens von Grobblechen aus Feinkornbaustahl vorgestellt. Dabei wurde für die gewählte Werkstoff / Prozeß-Kombination erstmals ein umfassendes System erstellt, mit dem neben dem Temperaturgeschehen auch wichtige Eigenschaften der Schweißverbindung in Bezug auf die Gefügeausbildung, die charakteristischen mechanischen Eigenschaften und die Nahtform sowohl geschwindigkeitsoptimiert als auch für einen großen Parameterbereich berechnet werden können. Im Hinblick auf die Untersuchung von Möglichkeiten zur Fertigungsoptimierung ist insbesondere die Erfassung des Bereichs hoher Schweißgeschwindigkeiten mit der einhergehenden hohen Drahtzufuhr und Stromstärke interessant. Weiterhin wurden die Möglichkeiten der Berechnung von Eigenspannung und Verzug dargestellt, mit denen das Gesamtmodell komplettiert wurde.

In einem ersten Schritt wurden umfangreiche experimentelle Untersuchungen durchgeführt, die einerseits der Modellierung dienten, andererseits aber auch eine ungewöhnlich extensive Validierung der Simulationsergebnisse zuließen. Dazu wurde ein dreidimensionaler Parameterraum aus den Einflußgrößen Brennerabstand, Schweißgeschwindigkeit und Drahtzufuhr für zwei Stahlsorten und drei Blechdicken unter Berücksichtigung der Statistischen Versuchsplanung eingehend betrachtet. Die entstehenden quasi-stationären Temperaturfelder wurden mittels eines Thermographiesystems aufgenommen und mit eigens erstellter Software ausgewertet, so daß auch das Abkühlverhalten über die Ermittlung der  $t_{8/5}$ -Zeiten ermittelt werden konnte. Als weitere Zielgrößen wurden Schweißstrom- und Spannung, Schmelzbad- und Nahtgeometrie, Breite der Wärmeeinflußzone, Härteverlauf und die qualitative Gefügezusammensetzung bestimmt.

Damit ergab sich ein zusammenhängender Überblick über die Parameterabhängigkeiten, die somit nicht nur qualitativ sondern auch quantitativ zur Verfügung standen. Wichtige Erkenntnisse waren unter anderem die nichtlineare Abhängigkeit der Nahtbreite von der Drahtzufuhr, die relativ geringe Bedeutung des Brennerabstandes und die Identifizierung der Schweißgeschwindigkeit als dominante Einflußgröße auf die Breite der Wärmeeinflußzone und die Abkühlzeit und somit der gesamten Verbindungsqualität. Durch die Aufstellung von Regressionsgleichungen wurde eine einfache Zugänglichkeit zur Verwendung der gewonnenen Daten geschaffen, die je nach Bedarf und Ansatz zur Modellierung oder Validierung eingesetzt werden können. Die Abhängigkeit der Schweißleistung von Drahtzufuhr und Brennerabstand konnte so beispielsweise für eine maschinenspezifische und realitätsnahe Beschreibung der Energieeinbringung verwendet werden, ohne auf abstrakte oder gar fiktive Strom- und Spannungswerte angewiesen

zu sein. Für den Praktiker ergibt sich damit der große Vorteil, daß nur die tatsächlich einstellbaren Parameter als Eingangsgrößen in die Simulationsrechnungen einfließen.

Für die Simulationsrechnungen nach der Finite Elemente Methode wurden zwei grundsätzliche Modelle erstellt – ein statisches mit unbewegter Wärmequelle und zusätzlichem translatorischen Wärmefluß zur Bestimmung des stationären Temperaturfelds, sowie ein dynamisches mit bewegter Wärmequelle für die Nachbildung des instationären Prozesses. Für beide Modellarten wurden unterschiedliche Ansätze zur Berücksichtigung der Nahtform implementiert, wobei gezeigt werden konnte, daß diese entscheidenden Einfluß auf das Abkühlverhalten und die Nahtqualität haben kann. Für die Ableitung der Gefügebestandteile und der mechanischen Eigenschaften in der Wärmeeinflußzone wurden Regressionsansätze auf der Basis von SZTU-Diagrammen nach Seyffahrt und Kassatkin integriert, welche sowohl die Abkühlzeit, als auch die spezifische chemische Zusammensetzung des betrachteten Werkstoffs berücksichtigen. Bei der Gegenüberstellung des statischen und dynamischen Modells konnten die Unterschiede der stationären und instationären Lösungen verglichen und bewertet werden. Die größten Differenzen konnten dabei am Nahtbeginn- und ende festgestellt werden, deren spezielle Eigenschaften nur durch das dynamische Modell ermittelt werden konnten. Die Temperaturgeschichte des instationären Prozesses wurde schließlich für eine entkoppelte, quasi-statische mechanische Berechnung von Eigenspannung und Verzug verwendet, mit der trotz vereinfachter Materialgesetze und ohne experimentelle Anpassungen bereits qualitativ befriedigende Ergebnisse erzielt werden konnten. Das statische Modell ist dagegen zur Bestimmung der Eigenschaften im quasi-stationären Zustand wegen der kürzeren Rechenzeiten zu bevorzugen.

Die benötigte Rechenzeit ist ein besonders wichtiger Aspekt für den praktischen Einsatz von Simulationsrechnungen und sollte vor allem im Hinblick auf Parameterstudien möglichst gering gehalten werden. So wurden die Berücksichtigung der Nahtform, die mit einem simplen geometrischen Ansatz in einem einzigen Verformungsschritt des Netzes erzeugt wird, als auch die Berechnung der Gefügebestandteile und der mechanischen Eigenschaften über die  $t_{8/5}$ -Zeit unter dem Aspekt möglichst geringen Rechenaufwands realisiert. Darüberhinaus wurden die Möglichkeiten der Rechenzeitoptimierung durch die Löserwahl und die Festlegung des verwendeten Zeitschrittschemas dargelegt, sowie der Einfluß der Netzgröße und Modellgeometrie untersucht.

Die Auswirkungen der Variation von Prozeßparametern analog zum experimentellen Vorgehen konnten über einen großen Bereich gut wiedergegeben werden, so daß sich die Modellierung als geeignet für Parameterstudien erwiesen hat. Dieser Ansatz kann zu einem umfassenderen Konzept für ein komplettes Schweißsimulationssystem für den praktischen Einsatz weiterentwickelt werden, siehe Abb. 85. Auf der Grundlage des bisherigen Vorgehens kann z.B. die Liste mög-

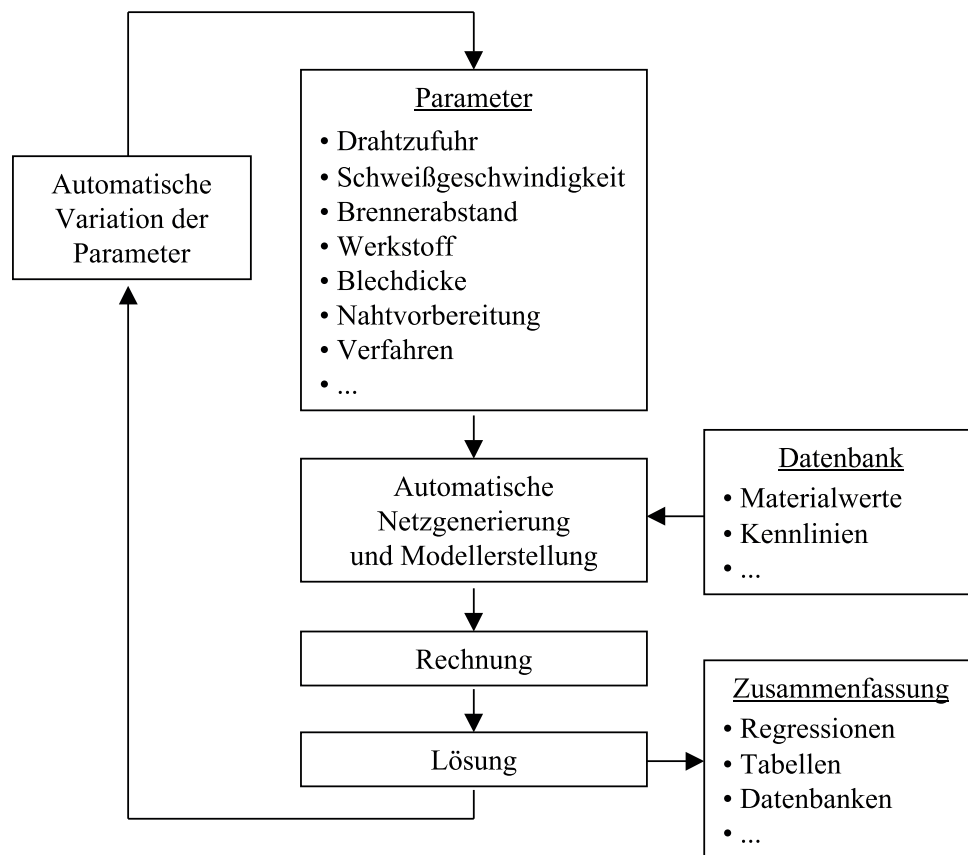


Abbildung 85: Konzept eines umfassenden Schweißsimulationssystems für den praktischen Einsatz

licher Eingabeparameter um weitere Werkstoffe, die Nahtvorbereitung, das Schweißverfahren etc. erweitert werden. Daran schließt sich eine automatische problemangepaßte Netzgenerierung und Modellerstellung an, bei der benötigte Materialwerte, Kennlinien usw. aus einer Datenbank zur Verfügung gestellt werden. Im nächsten Schritt folgt die Rechnung, die wiederum von kommerziellen Programmen erledigt werden kann, soweit die passenden Eingabedateien erzeugt werden. Über eine voreingestellte automatische Variation der Parameter können zahlreiche Lösungen erstellt werden, die wie experimentelle Ergebnisse ausgewertet werden können. Werden die gewonnenen Simulationsergebnisse in geeigneter Form z.B. in Datenbanken, Tabellenkalkulationen oder als Regressionsgleichungen zusammengefasst, besteht die Möglichkeit, die Auswirkungen der Prozeßparameter auf das Schweißergebnis ohne erneute Rechnung zu bestimmen. Insbesondere können so schnell problemabhängige optimale Parameterkombinationen aus den vorhandenen Daten ermittelt werden. Ein weiterer Vorteil besteht darin, daß bei geeigneter Realisierung auch Benutzer ohne spezielles Fachwissen und Erfahrungen im Bereich der Finiten Elemente ein solches System bedienen und sinnvoll nutzen können.

Neben diesem globalen Konzept gibt es aber auch noch zahlreiche Ansatzpunkte in der Modellierung, die optimiert oder erweitert werden können. So ist es denkbar, die Berücksichtigung der Leistungseinbringung im Hinblick auf die Kombination von Stromstärke und Spannung und ihren Auswirkungen zu differenzieren. Desweiteren sind Erweiterungen der Wärmequellen-Modellierung z.B. auf Basis der ermittelten Schmelzbadlängen- und -breiten möglich, mit denen eine verbesserte selbstkonsistente Nahtberechnung erreicht werden soll. Wie schon in Kapitel 3 angesprochen, kann das empirische Härtemodell verallgemeinert werden, in dem die chemische Zusammensetzung und die Abkühlzeit als Eingabegrößen genutzt werden. Auch die Berechnung von Eigenspannung und Verzug bietet offensichtlich noch viele Verbesserungsmöglichkeiten, ebenso wie die Gestaltungsmöglichkeit des Prozesses, z.B. durch die Erweiterung auf mehrlagiges Schweißen.



## Literatur

- [Abramo] Abramowitz, M.; Stegun, I.: Handbuch der mathematischen Funktionen; Dover Publ.; New York; 1965
- [Bargel] Bargel, H. J.; Schulze, G.: Werkstoffkunde; 7. Aufl.; Springer; Berlin u.a.; 2000
- [Betten] Betten, J.: Finite Elemente für Ingenieure – 1. Grundlagen, Matrixmethoden, elastisches Kontinuum; Springer; Berlin u.a.; 1997
- [Börj] Börjesson, L., Lindgren, L.E.: Simulation of multipass welding with simultaneous computation of material properties; Transactions of the ASME, Journal of Engineering, Materials and Technology, Band 123, Heft 1; 2001
- [Boese] Boese, U.: Das Verhalten der Stähle beim Schweißen; DVS-Verlag; Düsseldorf; 1995
- [Bourg] Bourges, Ph; Jubin, L.; Bocquet, P.: Prediction of Mechanical Properties of Weld Metal Base on some Metallurgical Assumptions, aus: [Cerj1]; 1993
- [Braess] Braess, D.: Finite Elemente: Theorie, schnelle Löser und Anwendungen in der Elastizitätstheorie; 2. Aufl.; Springer; Berlin u.a.; 1997
- [Buchm] Buchmayr, B.: Computer in der Werkstoff- und Schweißtechnik: Anwendung von mathematischen Modellen; DVS-Verlag; Düsseldorf; 1991
- [Cerj1] Cerjak, H. (Hrsg.): Mathematical Modelling of Weld Phenomena; The Institute of Materials; London; 1993
- [Cerj2] Cerjak, H. (Hrsg.): Mathematical Modelling of Weld Phenomena 2; The Institute of Materials; London; 1995
- [Cerj3] Cerjak, H. (Hrsg.): Mathematical Modelling of Weld Phenomena 3; The Institute of Materials; London; 1997
- [Cerj4] Cerjak, H. (Hrsg.): Mathematical Modelling of Weld Phenomena 4; The Institute of Materials; London; 1998

- [Cerj5] Cerjak, H. (Hrsg.): Mathematical Modelling of Weld Phenomena 5; IOM Communications; London; 2001
- [Cool] Cool, T.; Bhadeshia, H.K.D.H.; MacKay, D.J.C.: Modelling the Mechanical Properties in the HAZ of Power Plant Steels I: Bayesian Neural Network Analysis of Proof Strength, aus:[Cerj3]; 1997
- [DebRoy] Debroy, T.: Weld Pool Surface Phenomena, aus: [Cerj1]; 1993
- [Dilt1] Dilthey, U.; Trube, St.: Schweißtechnische Fertigungsverfahren – Band 2: Verhalten der Werkstoffe beim Schweißen; VDI-Verlag; Düsseldorf; 1995
- [Dilt2] Dilthey, U.; Sattler, R.: Numerische Berechnung der Nahtausbildung beim MSG-Impulslichtbogenschweißen; DFG-Abschlußbericht; Aachen; 1999
- [Dilt3] Dilthey, U.; Habesat, G.; Reichel, T.; Schmidt, W.: Numerische Simulation des Metall-Aktivgasschweißprozesses; Schweißen und Schneiden; 1993
- [Dilt4] Dilthey, U.; Brandenburg, A. u.a.: MAGSIM and SPOTSIM - Simulation of GMA- and spot welding for training and industrial application; 9. Int. Conf. on computer technology; Detroit; 1999
- [Ditt1] Dittmann, J.; Doege, E.: Numerische Simulation von Gefügeumwandlungen am Beispiel eines Schmiedeprozesses (Bericht); aus [FG1]; S. 43–102; 1999
- [Ditt2] Dittmann, J.; Doege, E.: Numerische Simulation von Gefügeumwandlungen am Beispiel eines Schmiedeprozesses (Antrag); aus [FG2]; Teilprojekt II; 2000
- [Doege] Doege, E.; Dohrmann, H.; Neubauer, I.: Numerische Simulation von Gefügeumwandlungen; Blech, Rohre, Profile; Nr. 42/11; S. 698-701; 1995
- [Dubbel] Beitz, W.; Küttner, K. H. (Hrsg): Dubbel – Taschenbuch für den Maschinenbau; 17. Aufl.; Berlin u.a. ; Springer; 1990
- [Drau1] Draugelates, U.; Reiter, R. : Einteilung und Normung der Stähle und Eisengußwerkstoffe; Institut für Schweißtechnik und Trennende Fertigungsverfahren, TU Clausthal; Clausthal; 2001
- [Drau2] Draugelates, U.; Bouaifi, B.; Steinborn, S.: Modelling and Numerical Simulation of Heat Transfer in Welding Processes; aus: Proceedings of the 15th IMACS World Congress on Scientific Computation, Modelling and Applied Mathematics; Berlin; 1997

- [Drau3] Draugelates, U.; Bouaifi, B.: Numerische Simulation des Werkstoff- und Prozeßverhaltens beim Schmelzschweißen (Bericht); aus [FG1]; S. 166-220; 1999
- [Drau4] Draugelates, U.; Bouaifi, B.: Numerische Simulation des Werkstoff- und Prozeßverhaltens beim Schmelzschweißen (Antrag); aus [FG2]; Teilprojekt IV; 2000
- [East] Easterling, K.E.: Modelling the Weld Thermal Cycle and Transformation Behaviour in the Heat Affected Zone, aus: [Cerj1]; 1993
- [Ehlen1] Ehlen, G.; Schweizer, A.; Ludwig, A.; Sahm, P. R.: Macroscopic modeling of marangoni flow and solute redistribution during laser welding of steel; aus: Modeling of casting, welding and advanced solidification processes VIII, Hrsg. Thomas, B. G.; Beckermann, C.; The Minerals, Metals and Materials Society; San Diego; 1998
- [Ehlen2] Ehlen, G.; Sahm, P. R.: Numerische Simulation von Konvektionsvorgängen bei der Erstarrung technischer Legierungen (Bericht); aus [FG1]; S. 106–162; 1999
- [Ehlen3] Ehlen, G.; Sahm, P. R.: Numerische Simulation von Konvektionsvorgängen bei der Erstarrung technischer Legierungen (Antrag); aus [FG2]; Teilprojekt III; 2000
- [FG1] Forschergruppe „Werkstoffbezogene numerische Simulation thermischer Prozesse in der Produktionstechnik“: Arbeitsberichte 1997–1999; Aachen, Clausthal, Hannover; 1999
- [FG2] Forschergruppe „Werkstoffbezogene numerische Simulation thermischer Prozesse in der Produktionstechnik“: Fortsetzungsanträge 2000–2003; Aachen, Clausthal, Dortmund, Hannover, Magdeburg; 2000
- [Fischer] Fischer, U.M.; Verformungen und Spannungen beim Schweißen; Der Praktiker; DVS-Verlag, Düsseldorf, 1999
- [Frank1] Frank, G.: BASIC-Programme zur Berechnung von Schweißdaten; DVS-Verlag; Düsseldorf; 1988
- [Frank2] Frank, G.: Schweiß-ZTU-Schaubilder und Eigenschaftsdiagramme von Baustählen mit Hilfe von Computern; DVS-Verlag; Düsseldorf; 1990
- [Giese] Giese, P.: Numerische Simulation von Schweißprozessen für Stahl- und Gußeisenverbindungen; Dissertation; TU Clausthal; 1993

- [Goldak] Goldak, J.; Chakravarti, A.; Bibby, M.: A New Finite Element Model for Welding Heat Sources; Metallurgical Transactions 15B; S. 299-305; 1984
- [Goldak2] Goldak, J.; Gu, M.: Computational Weld Mechanics of the Steady State, aus: [Cerj2]; 1995
- [Gran] Granjon, H.: Werkstoffkundliche Grundlagen des Schweißens; DVS-Verlag; Düsseldorf; 1993
- [Grong] Grong, O.: Metallurgical Modelling of Welding; The Institute of Materials; London; 1997
- [GRR] Laudien, U.; Müller, M. u.a.; DVS-Gefügerichtreihe Stahl; DVS-Verlag; Düsseldorf; 1979
- [Guo] Guo, W.; Kar, A.: Determination of weld pool shape and temperature distribution by solving three-dimensional phase change heat conduction problem; Science and Technology of Welding and Joining, Band 5, heft 5; 2000
- [Hackel1] Hackel, M; Drews, P.: Numerische Simulation der Einflüsse thermischer Prozesse auf die Bauteileigenschaften (Bericht); aus: [FG1]; S. 221–254; 1999
- [Hackel2] Hackel, M; Drews, P.: Numerische Simulation der Einflüsse thermischer Prozesse auf die Bauteileigenschaften (Antrag); aus: [FG2]; Teilprojekt V; 2000
- [Hama] Hamann, R.: Numerische Berechnung des instationären Temperaturfeldes für den nassen Plasma-MIG-Unterwasserschweißvorgang; VDI-Verlag; Düsseldorf; 1996
- [Infra] N. N.: Inframetrics 600 Operators Manual; Inframetrics Inc.
- [Karls] Karlsson, L.; Lindgren, L.E. u.a.: Modelling of Residual Stresses and Distortion Development, aus: [Cerj3]; 1997
- [Kassat] Kassatkin, O.G.; Seyffahrt, P.: Berücksichtigung der Werkstoffkompatibilität beim Schweißen auf der Grundlage von CAM-systemen; ZIS-Mitteilungen 26; 1984
- [Lanc] Lancaster, J. F.: The Physics of Welding; 2nd edition; Pergamon Press; Oxford u.a.; 1986
- [Lei] Lei, Y.P.; Shi, Y.W. u.a.: Numerical Analysis on the Effect of Sulphur Content on Weld Pool Geometry and Free Surface Phenomena for Type 304 Stainless Steel, aus: [Cerj4]; 1998

- [Lindh] Lindhorst, L.: Numerische Simulation des Plasma-MIG-Unterwasserschweißens: Eigenspannungen, Gefüge und Bruchmechanik; VDI-Verlag; Düsseldorf; 1999
- [Lohrm] Lohrmann, Gert R.: Kleine Werkstoffkunde für das Schweißen von Stahl und Eisen; DVS-Verlag; Düsseldorf; 1995
- [MarcA] N. N.: MSC.Marc 2001 Volume A: Theory and User Information; MSC Software Corporation; 2001
- [MarcB] N. N.: MSC.Marc 2001 Volume B: Element Library; MSC Software Corporation; 2001
- [MarcC] N. N.: MSC.Marc 2001 Volume C: Program Input; MSC Software Corporation; 2001
- [MarcD] N. N.: MSC.Marc 2001 Volume D: User Subroutines and Special Routines; MSC Software Corporation; 2001
- [MarcE] N. N.: MSC.Marc 2001 Volume E: Demonstration Problems; MSC Software Corporation; 2001
- [Mehm] Mehmert, P.: Berechnung der erzwungenen Schwingungen eines Bondwerkzeuges für das Ultraschall-Wedge-Wedge-Bonden; Mathematik-Bericht 98/5; Institut für Mathematik; TU Clausthal; 1998
- [Mulreg] N. N.: RS/Explore Mulreg Reference Manual; Domain Solutions Corporation; 1997
- [Myhr] Myhr, G.R.; Fjaer, H.G. u.a.: WELDSIM - An advanced simulation model for aluminium welding; 9. Int. Conf. on computer technology in welding; Detroit, 1999
- [Peters1] Petersen, H.: Grundlagen statistischer Versuchsplanung; ecomed; 1991
- [Peters2] Petersen, H.: Grundlagen der deskriptiven und mathematischen Statistik; ecomed; 1991
- [Pitter] Pitter, A.: Dreidimensional-instationäre Simulation von Temperaturfeldern beim WIG-Schweißen von Werkstücken mit temperaturabhängigen Materialwerten; Dissertation; TU Clausthal; 1992
- [Pollm] Pollmann, W.; Radaj, D.: DVS-Berichte, Bd. 214: Simulation der Füge-techniken – Potentiale und Grenzen: Beiträge zum DaimlerChrysler-Technologiekolloquium; DVS-Verlag; Düsseldorf; 2001

- [Porz] Porzner, H.: Mesh proceedings für high quality results; (Power Point Präsentation); Informationen für Sysweld-Anwender e-mail; September 2002
- [Puls] N. N.: Betriebsanleitung Impuls-Lichtbogenschweißanlage PULSOMAT 450; Messer Griesheim
- [Radaj1] Radaj, D.: Wärmewirkungen des Schweißens: Temperaturfeld, Eigenspannung, Verzug; Springer; Berlin u.a.; 1988
- [Radaj2] Radaj, D.: Schweißprozeßsimulation: Grundlagen und Anwendungen; DVS-Verlag; Düsseldorf; 1999
- [Radaj3] Radaj, D.; Porzner, H.; Braun, S.: Numerische Simulation von Eigenspannung und Verzug bei Schweißverbindungen aus AlMgSi-Legierungen; Konstruktion 7/8; 1998
- [Rettig] Rettig, U.: Numerische Simulation des Laserstrahlschweißens von Magnesiumlegierungen; Bericht zum mathematischen Praktikum; Institut für Schweißtechnik und Trennende Fertigungsverfahren und Institut für Mathematik; TU Clausthal; 1996
- [Richter1] Richter, F.: Die wichtigsten physikalischen Eigenschaften von 52 Eisenwerkstoffe; Stahleisen-Sonderberichte Nr. 8; Stahleisen; Düsseldorf; 1973
- [Richter2] Richter, F.: Physikalische Eigenschaften von Stählen und ihre Temperaturabhängigkeit – Polynome und graphische Darstellungen; Verlag Stahleisen; Düsseldorf; 1983
- [Rohl] Rohloff, H.; Zastera A.: Physikalische Eigenschaften gebräuchlicher Stähle : Daten für Hersteller und Anwender; Verlag Stahleisen; Düsseldorf; 1996
- [Rosent] Rosenthal, D.: The theory of moving sources of heat and its application to metal treatments; Trans. ASME, Vol. 68; 1946
- [Rykal] Rykalin, N. N.: Berechnung der Wärmevorgänge beim Schweißen; VEB Verlag Technik; Berlin; 1957
- [Sahm] Sahm, P.R.; Ehlen, G.: Rechnerische Simulation von Erstarrungsprozessen - die neuen Trends, aus: Erstarrung metallischer Schmelzen in Forschung und Gießereipraxis; S. 87-97; Wiley-VCH; Weinheim; 1999
- [Schwarz] Schwarz, H. R.: Methode der finiten Elemente: eine Einführung unter besonderer Berücksichtigung der Rechenpraxis; Teubner; Stuttgart; 1980

- [Seyff1] Seyffahrt, P.: Atlas Schweiß-ZTU-Schaubilder; DVS-Verlag; Düsseldorf und VEB Verlag Technik; Berlin; 1982
- [Seyff2] Seyffahrt, P.; Scharff, A.; Meyer, B.: Großer Atlas Schweiß-ZTU-Schaubilder; DVS-Verlag; Düsseldorf; 1992
- [Seyff3] Seyffahrt, P.; Kassatkin, O.G.: Die Berechnung der Gefügeumwandlung beim Schweißen; Wiss. Zeitschrift der WPU Rostock, Math. nat. Reihe 29; Rostock; 1980
- [Seyff4] Seyffahrt, P.; Kassatkin, O.G.: Rechnerische Bestimmung der prozentualen Gefügezusammensetzung in der Wärmeeinflußzone niedriglegierter Stähle; ZIS Mitteilungen 26; 1984
- [Stadt] Stadtaus, M.; Voß, O. u.a.: Berechnung von Nahtausbildung, Gefüge, Verzug und Eigenspannung beim Schmelzschweißen; CAD-FEM User's Meeting 2000, Conf. Proc. Vol. 2; Friedrichshafen; 2000
- [ST1] Draugelates, U.: Schweißtechnik 1, Skript zur Vorlesung; Institut für Schweißtechnik und Trennende Fertigungsverfahren, TU Clausthal; Clausthal; 2001
- [ST2] Draugelates, U.: Schweißtechnik 2, Skript zur Vorlesung; Institut für Schweißtechnik und Trennende Fertigungsverfahren, TU Clausthal; Clausthal; 2001
- [Steinb] Steinborn, S.: Numerische Untersuchungen zur Verbesserung der Schweißnahtqualität beim Laserstrahlschweißen von Magnesiumlegierungen; Dissertation; TU Clausthal; 2002
- [Sudnik] Sudnik, V. A.: Modelling of the MAG process; aus: Proceedings of the 3rd International Seminar on Numerical Analysis of Weldability; Graz-Seggau; 1995
- [Sysweld] N. N.: Sysweld 2.0 Metallurgical Transformation Model – LSG2M
- [Therma] N. N.; Thermagram 5.0 Software Instruction Manual; Thermoteknix System, Cambridge, England; 1992
- [Toulou] Touloukian, Y.-S.: Thermophysical properties of matter (14 Bände); IFI/Plenum; New York; 1970
- [Wärme] Verein Deutscher Ingenieure (Hrsg.): VDI - Wärmeatlas: Berechnungsblätter für den Wärmeübergang; Berlin u.a.; Springer 1997

- [Weiß1] Weiß, D.: Finite-Elemente-Simulation von Temperaturfeld und Schmelzbaddeformation beim Lichtbogenschweißen; Dissertation; Universität Magdeburg; 1994
- [Weiß2] Weiß, D.; Franz, U.; Ouaisa, B.; Schmidt, J.: Rechnergestützte Simulation von Temperaturfeld und Nahtausbildung beim MAG-Schweißen in senkrechter Position; aus: DVS-Bericht 179; DVS-Verlag; Düsseldorf; 1996
- [Winkler] Winkler, C.; Amberg, H. u.a.; A Numerical and Experimental Investigation of Qualitatively Different Weld Pool Shapes, aus: [Cerj4]; 1998
- [Zach] Zacharia, T.; David, S.A.: Heat and Fluid Flow in Welding, aus: [Cerj1]; 1993
- [Zienk] Zienkiewicz, O. C.; Methode der finiten Elemente; Hanser-Verlag; München; 1984



## Anhang

### Unterroutinen statisches Modell

```

*****
*
*   MSC.Marc 2001
*   FORTRAN-Unterroutinen
*   Statisches Schweiss-Simulationsmodell
*   (c) 2002/2003 Patrick Mehmert
*   patrick@mehmert.de
*
*****

      subroutine ubginc(inc,incsub)
      implicit real*8 (a-h,o-z)

      common /parameter/ vdr,vs,dbr,ddr,dsp,dbl,alpha,sorte,timemax,
&      xmax,rz,b,h,av,ah,xv,xh,xm,naht,a1,b1,c1,a2v,a2h,b2,c2,fq,
&      p1,p2,deform

*   Parameter vdr[m/min],vs[cm/min],dbr[mm],ddr/dsp/dbl[mm]

      vdr=5.9
      vs =35.7
      dbr=12

      ddr=1.6
      dsp=0
      dbl=10

      alpha=20
      sorte=355

      pw=0.85

*   Leistung P=U*I, pw=Wirkungsgrad

      if (ddr.eq.1.2) p=3.84653+0.9295*vdr-0.05926*dbr-0.03246*(vdr**2)
      if (ddr.eq.1.6) p=5.79+1.5779*vdr-0.065972*dbr-0.07612*(vdr**2)

      p=p*1000*pw

      fp=0.3

      p1=p*fp
      p2=p*(1-fp)

*   *****

      timemax=59
      xmax =10e-3

      naht=1
      deform=0

*   Quellen
*   ai,bi,ci=Achsen in [m]
*   fp Anteil Quelle1, fq Korrekturfaktor

      a1= 3e-3
      b1= 3e-3
      c1=100e-3

```

```

a2v= 6e-3
a2h=18e-3
b2 = 6e-3
c2 =10e-3

fq=(phi(2.44948974*(dbl*1e-3)/c1)-0.5)*2
fq=1/fq

return
end

*****

      subroutine flux(f,temflu,mibody,time)
      implicit real*8 (a-h,o-z)
      dimension mibody(*),temflu(*)
c* * * * *
c
c      user subroutine for non-uniform flux input.
c
c      f          flux value (to be defined)
c
c      temflu(1)   estimated temperature
c      temflu(2)   previous volumetric flux
c      temflu(3)   temperature at beginning of increment
c      temflu(4,5,6) integration point coordinates
c      mibody(1)   element number
c      mibody(2)   flux type
c      mibody(3)   integration point number
c      mibody(4)   flux index
c      mibody(5)   not used
c      mibody(6)   =1 : heat transfer
c                  =2 : joule
c                  =3 : bearing
c                  =4 : electrostatic
c                  =5 : magnetostatic
c                  =6 : acoustic
c      mibody(8)   layer number for heat transfer shells elements
c                  and volume flux
c      time       time
c
c* * * * *
      include '/usr/marc2001/marc2001/common/matdat'
      include '/usr/marc2001/marc2001/common/elmcom'
      include '/usr/marc2001/marc2001/common/concom'
      dimension cp(18), t(18)

      common /parameter/ vdr,vs,dbr,ddr,dsp,dbl,alpha,sorte,timemax,
&      xmax,rz,b,h,av,ah,xv,xh,xm,naht,a1,b1,c1,a2v,a2h,b2,c2,fq,
&      p1,p2,deform

* Koordinaten, Temperatur, Fluxindex

      x=temflu(4)
      y=temflu(5)
      z=temflu(6)

      temp=(temflu(1)+temflu(3))/2

      index=mibody(4)

* Temperaturabhaengige Waermekapazitaet (Stahl)

      data t/0.0,100.0,200.0,300.0,400.0,500.0,600.0,700.0,740.0,760.0,
&      780.0,900.0,1000.0,1500.0,1501.0,2850.0,2851.0,3000.0/
      data cp/480.0,510.0,540.0,580.0,630.0,700.0,780.0,900.0,1200.0,

```

```

&          1600.0,800.0,550.0,600.0,850.0,1050.0,1050.0,850.0,850.0/

* Parameter

fv=(2*a2v)/(a2v+a2h)
fh=2-fv

d=dbl*1e-3

* Volumenquelle statisch

if ((index.eq.1).and.(z.ge.0)) then

    x=x+a2v+(2e-3)
    z=d-z

    f=fq*p1*1.86632412*exp(-3.0*((x/a1)**2+(y/b1)**2+(z/c1)**2))
&    / (a1*b1*c1)

    if (x.ge.0) then
        f=f+p2*fv*1.86632412*exp(-3.0*((x/a2v)**2+(y/b2)**2+(z/c2)
&        **2))/(a2v*b2*c2)
    else
        f=f+p2*fh*1.86632412*exp(-3.0*((x/a2h)**2+(y/b2)**2+(z/c2)
&        **2))/(a2h*b2*c2)
    endif

endif

* Angepasste Volumenquelle

if ((index.eq.19).and.(z.ge.0)) then

    hxy=0

    if (rz.eq.1) then

        xn=x-xm

        if ((x.ge.xm).and.(x.le.xv).and.(y.le.b)) then
            if (y.le.sqrt(1-(xn/av)**2)*b) then
                hxy=-sqrt(1-(xn/av)**2-(y/b)**2)*(0.25*d-h)
            else
                hxy=0
            endif
        endif

        if ((x.le.xm).and.(x.gt.xh).and.(y.le.b)) then
            if (y.le.sqrt(1-(xn/ah)**2)*b) then
                if (h.le.(0.25*d)) then
                    hxy=-sqrt(1-(xn/ah)**2-(y/b)**2)*(0.25*d-h)
                else
                    hxy=-sqrt(1-(y/b)**2)*(0.25*d-h)
                endif
            else
                hxy=-(h/(b**2))*(y**2)+h
            endif
        endif

        if ((x.le.xh).and.(y.le.b)) hxy=-(h/(b**2))*(y**2)+h

    endif

    z=z-d-hxy

    c1n=c1+hxy

```

```

c2n=c2+hxy

x=x+a2v+(2e-3)

fq=(phi(2.44948974*(d+hxy)/c1n)-0.5)*2
fq=1/fq

f=fq*p1*1.86632412*exp(-3.0*((x/a1)**2+(y/b1)**2+(z/c1n)**2))
& / (a1*b1*c1n)

if (x.ge.0) then
  f=f+p2*fV*1.86632412*exp(-3.0*((x/a2v)**2+(y/b2)**2+(z/c2n)
& **2))/(a2v*b2*c2n)
else
  f=f+p2*fH*1.86632412*exp(-3.0*((x/a2h)**2+(y/b2)**2+(z/c2n)
& **2))/(a2h*b2*c2n)
endif

endif

* Translationsfluss

if (index.eq.2) then

  call elmvar (181, mibody(1), mibody(3), mibody(8), tx)

*
  Stahl

  if ((mats.eq.1).or.(mats.eq.2)) then
    do 1 i=2,12
      if ((t(i).ge.temp).and.(t(i-1).lt.temp)) then
        spwk=cp(i-1)+(cp(i)-cp(i-1))/(t(i)-t(i-1))
& * (temp-t(i-1))
      endif
1      continue

      if (temp.le.0) spwk=480
      if (temp.gt.3000) spwk=850

    endif

*
    Kupfer

    if ((mats.eq.3).or.(mats.eq.4)) spwk=spht

    f=rhoht*spwk*(vs/6000)*tx

  endif

  return
end

*****

subroutine upstno(nqcode,nodeid,verno,nqncomp,nqtype,
* nqaver,nqcomptype,nqdatatype,
* nqcompname)
implicit real*8 (a-h,o-z)
c
c dimension verno(*)
c character*24 nqcompname(*)
c
c input: nqcode user nodal post code , e.g. -1
c nodeid node id
c nqcompname not used (future expansion)

```

```

c output: valno()      nodal values
c      nqncomp      number of values in valno
c      nqtype       0 = scalar
c                  1 = vector
c      ngaver       only for DDM 0 = sum over domains
c                  1 = average over domains
c      nqcomptype    0 = global coordinate system (x,y,z)
c      nqdatatype    0 = default
c
c call nodvar(icod,nodeid,valno,nqncomp,nqdatatype)
c
c output: valno
c      nqncomp
c      nqdatatype
c
c input:  nodeid

      real c,si,mn,p,s,n,al,cu,cr,ni,mo,v,ti,nb,w
      real ln_ta, ln_ta2, mart

      dimension coord(3), xt(2,10000)

      include '/usr/marc2001/marc2001/common/dimen'
      include '/usr/marc2001/marc2001/common/creeps'

      common /parameter/ vdr,vs,db,ddr,dsp,dbl,alpha,sorte,timemax,
&      xmax,rz,b,h,av,ah,xv,xh,xm,naht,a1,b1,c1,a2v,a2h,b2,c2,fq,
&      p1,p2,deform

      nqncomp=1

      tol=1e-4

      call nodvar(0,nodeid,coord,j,j)

      x=coord(1)
      y=coord(2)
      z=coord(3)

*      Zurueck?

      if ((cptim+timinc.lt.timemax).or.
&      ((x.gt.-350e-3+xmax).and.(x.lt.-xmax))) then
          valno(1)=-1
          return
      endif

*      Speichere x,T-Werte bei y,z=const

      k=0
      Tmax=0

      do i=1,numnp

          call nodvar(0,i,coord,j,j)

          x2=coord(1)
          y2=coord(2)
          z2=coord(3)

          if ((y2.le.y+tol).and.(y2.ge.y-tol).and.
&          (z2.le.z+tol).and.(z2.ge.z-tol)) then

              call nodvar(14,i,temp,j,j)

              k=k+1

```

```

        if (temp.gt.Tmax) Tmax=temp

        xt(1,k)=x2
        xt(2,k)=temp

    endif

enddo

kmax=k

* Sortieren nach x

do k=1,kmax-1
    do i=k+1,kmax
        if (xt(1,k).gt.xt(1,i)) then

            xth=xt(1,k)
            xt(1,k)=xt(1,i)
            xt(1,i)=xth

            xth=xt(2,k)
            xt(2,k)=xt(2,i)
            xt(2,i)=xth

        endif
    enddo
enddo

* Finde 1.x mit T>500,800,850

data xmax500, xmax800, xmax850 /1,1,1/
data xmin500, xmin800, xmin850 /1,1,1/

do k1=1,kmax
    if (xt(2,k1).ge.500) then
        xmax500=xt(1,k1)
        Tmax500=xt(2,k1)
        goto 10
    endif
enddo

10 do k2=k1,kmax
    if (xt(2,k2).ge.800) then
        xmax800=xt(1,k2)
        Tmax800=xt(2,k2)
        goto 20
    endif
enddo

20 do k3=k2,kmax
    if (xt(2,k3).ge.850) then
        xmax850=xt(1,k3)
        Tmax850=xt(2,k3)
        goto 30
    endif
enddo

30 if (k1.gt.1) then
    xmin500=xt(1,k1-1)
    Tmin500=xt(2,k1-1)
endif

if (k2.gt.1) then
    xmin800=xt(1,k2-1)
    Tmin800=xt(2,k2-1)
endif

```

```

endif

if (k3.gt.1) then
    xmin850=xt(1,k3-1)
    Tmin850=xt(2,k3-1)
endif

* Berechnung t85, ta

x500=(500-Tmin500)*(xmax500-xmin500)/(Tmax500-Tmin500)+xmin500
x800=(800-Tmin800)*(xmax800-xmin800)/(Tmax800-Tmin800)+xmin800
x850=(850-Tmin850)*(xmax850-xmin850)/(Tmax850-Tmin850)+xmin850

if ((xmax800.le.0).and.(xmax500.le.0).and.
& (xmin800.le.0).and.(xmin500.le.0).and.
& (Tmax.ge.800)) then
    t85=(x800-x500)/vs*6000
else
    t85=-1
endif

if ((xmax850.le.0).and.(xmax500.le.0).and.
& (xmin850.le.0).and.(xmin500.le.0).and.
& (Tmax.ge.850)) then
    ta=(x850-x500)/vs*6000
else
    ta=-1
endif

if (nqcode.eq.-1) valno(1)=t85
if (nqcode.eq.-2) valno(1)=ta
if (nqcode.eq.-3) valno(1)=Tmax

*****

if (ta.gt.0) then

* Chemische Zusammensetzungen

if ((nqcode.le.-4).and.(nqcode.ge.-14)) then

    if ((sorte.eq.355).and.(dbl.eq.6)) then
        data c,si,mn,p,s,n,al,cu,cr,ni,mo,v,ti,nb,w
& /0.18,0.33,1.1,0.013,0.003,0.003,0.042,0.22,0.04,0.18,
& 0,0,0,0.01,0/
    endif

    if ((sorte.eq.460).and.(dbl.eq.6)) then
        data c,si,mn,p,s,n,al,cu,cr,ni,mo,v,ti,nb,w
& /0.166,0.44,1.612,0.016,0.003,0.009,0.036,0.03,0.034,
& 0.085,0.006,0.156,0.004,0.004,0.0/
    endif

    if ((sorte.eq.355).and.(dbl.eq.8)) then
        data c,si,mn,p,s,n,al,cu,cr,ni,mo,v,ti,nb,w
& /.175,.325,1.115,.011,.005,.006,.033,.22,.03,.165,.01,
& 0,0,.02,0/
    endif

    if ((sorte.eq.460).and.(dbl.eq.8)) then
        data c,si,mn,p,s,n,al,cu,cr,ni,mo,v,ti,nb,w
& /.146,.534,1.59,.016,.001,.005,.038,.025,.092,.029,
& .018,.13,.002,.035,0/
    endif

```

```

        if ((sorte.eq.355).and.(dbl.eq.10)) then
            data c,si,mn,p,s,n,al,cu,cr,ni,mo,v,ti,nb,w
&            /.082,.278,1.12,.01,.001,.005,.038,.012,.029,.036,.01,
&            0,.008,.018,0/
        endif

        if ((sorte.eq.460).and.(dbl.eq.10)) then
            data c,si,mn,p,s,n,al,cu,cr,ni,mo,v,ti,nb,w
&            /.18,.46,1.59,.015,.002,.01,.05,.02,.04,.04,.01,.14,
&            .01,0,0/
        endif

        ln_ta=log(ta)
        ln_ta2=ln_ta**2

    endif

***  Mechanische Eigenschaften

*    C-Aequivalente

        if ((nqcode.le.-4).and.(nqcode.ge.-8)) then

            cae=c+si/24+mn/6+cr/5+ni/40+mo/4+v/14
            pc =c+si/30+mn/20+cr/20+ni/60+mo/15+v/10+cu/20

        endif

*    HV30

        if (nqcode.eq.-4) then
            valno(1)=323.6-114.6*ln_ta+11.33*ln_ta2+123.7*ln_ta*cae
&            -15.58*ln_ta2*cae-1299*c-79.11*si-120.7*mn-539*cr
&            +79.22*ni+2830*cr*c+620.8*cae+875.4*pc
        endif

*    Rp02

        if (nqcode.eq.-5) then
            valno(1)=877.9-397.6*ln_ta+46.37*ln_ta2+551.1*ln_ta*cae
&            -75.43*ln_ta2*cae-3466*c-168.3*si-608.4*mn-1983*cr
&            +155.4*ni+9364*c*cr+3602*cae
        endif

*    Rm

        if (nqcode.eq.-6) then
            valno(1)=978.9-350.6*ln_ta+34.32*ln_ta2+461.7*ln_ta*cae
&            -56.1*ln_ta2*cae-4504*c-278.4*si-477.6*mn-1704*cr
&            +159.4*ni+7858*cr*c+2526*cae+2409*pc
        endif

*    A5

        if (nqcode.eq.-7) then
            valno(1)=-10.88+22.76*ln_ta-2.242*ln_ta2-42.63*ln_ta*cae
&            +4.701*ln_ta2*cae+10.68*mn+33.71*cr-4.531*ni
&            -125.3*cr*c
        endif

*    Z

        if (nqcode.eq.-8) then
            valno(1)=58.48+6.65*ln_ta-6.703*ln_ta*cae-154.1*c+18.17*cr
&            -13.03*ni-25.11*cae
        endif

```



```

*      K

      if (nqcode.eq.-9) then
        valno(1)=21.055+97.224*c*si+22.413*c*mn+3.452*si*mn
&      -579.397*(c**2)-20.146*(si**2)-2.768*(mn**2)
&      +0.5091*ta-0.01441*(ta**2)+0.0001218*(ta**3)
      endif

****  Gefuegebestandteile + KC

      if ((nqcode.le.-10).and.(nqcode.ge.-14)) then

        tm=-2.1+15.5*c+0.96*mn+0.84*si+0.77*cr+0.74*mo+0.7*ni
&      +0.3*v+4*a1+0.5*w+0.8*cu-13.5*(c**2)
        sm=0.56-0.41*c+0.1*mn+0.14*cr-0.3*mo+2.7*ti-1.1*nb
&      +0.5*cu+1.7*c*mo
        tfp=0.34+5.2*c+1.8*mn+0.53*si+0.33*cr+2.9*mo+1.3*ni+1.5*w
&      +1.0*cu-5.1*(c**2)
        sfp=0.91-0.9*c+0.09*mn+0.08*cr+0.34*mo+0.15*ni+0.85*v
&      +2.2*ti+0.43*w
        tf=0.66+10*c+1.3*mn-0.48*si+1.3*cr+1.5*mo+1.2*ni-1.4*w
&      +3.5*c*mn-5.9*(c**2)
        sf=1.23+0.17*mn-0.37*si+0.3*cr-0.5*mo+0.31*ni+0.09*nb
&      -0.43*w-0.3*cu

        fmax=100*(1-((c-0.02)/(0.81-0.11*mn-0.05*mo)))
        mart=100*(1-phi((ln_ta-tm)/sm))
        fp=100*phi((ln_ta-tfp)/sfp)
        ferr=fmax*phi((ln_ta-tf)/sf)

        perl=fp-ferr

        bain=100-mart-fp

        if (perl.lt.0) perl=0
        if (bain.lt.0) bain=0

      endif

*      KC

      if (nqcode.eq.-10) then
        valno(1)=(1.06-2.8*c+1.3*(c**2)-0.081*mn+0.054*ln_ta)*mart
&      +(1.3-1.6*c-0.08*mn)*bain+(1.47-1.8*c+0.8*(c**2)
&      -0.076*mn-0.045*ln_ta)*fp
      endif

*      Gefuege

      if (nqcode.eq.-11) valno(1)=ferr
      if (nqcode.eq.-12) valno(1)=perl
      if (nqcode.eq.-13) valno(1)=bain
      if (nqcode.eq.-14) valno(1)=mart

****

      else

        if ((nqcode.le.-4).and.(nqcode.ge.-10)) valno(1)=-1
        if (nqcode.eq.-11) valno(1)=100
        if ((nqcode.le.-12).and.(nqcode.ge.-14)) valno(1)=0

```

```

endif

*** Empirisches Haertemodell

if ((nqcode.eq.-15).or.(nqcode.eq.-16)) then

  if ((sorte.eq.355).and.(dbl.eq.6)) then
    data hs_c,hs_vdr,hs_vs,hs_dbr,hs_vdr_vs,hs_vdr_dbr,
    &      hs_vs_dbr,hs_vdr2,hs_vs2,hs_dbr2,hm_c,hm_vdr,hm_vs,
    &      hm_dbr,hm_vdr_vs,hm_vdr_dbr,hm_vs_dbr,hm_vdr2,hm_vs2,
    &      hm_dbr2 /139.4,7.53002,1.04416,3.604299,0,0,0,-.6777,0,
    &      -.140977,148.2,0,1.27636,10.386972,0,0,0,0,0,-.455526/
    hgw=170
  endif

  if ((sorte.eq.460).and.(dbl.eq.6)) then
    data hs_c,hs_vdr,hs_vs,hs_dbr,hs_vdr_vs,hs_vdr_dbr,
    &      hs_vs_dbr,hs_vdr2,hs_vs2,hs_dbr2,hm_c,hm_vdr,hm_vs,
    &      hm_dbr,hm_vdr_vs,hm_vdr_dbr,hm_vs_dbr,hm_vdr2,hm_vs2,
    &      hm_dbr2 /265.9,-7.16735,1.03697,-11.143896,0,.60377,0,
    &      0,0,.374872,492.5,-38.86447,-6.83669,0,0,0,0,2.3105,
    &      .156,0/
    hgw=200
  endif

  if ((sorte.eq.355).and.(dbl.eq.8)) then
    data hs_c,hs_vdr,hs_vs,hs_dbr,hs_vdr_vs,hs_vdr_dbr,
    &      hs_vs_dbr,hs_vdr2,hs_vs2,hs_dbr2,hm_c,hm_vdr,hm_vs,
    &      hm_dbr,hm_vdr_vs,hm_vdr_dbr,hm_vs_dbr,hm_vdr2,hm_vs2,
    &      hm_dbr2 /177,-1.26108,.76251,.648148,0,0,0,0,0,0,
    &      200.45,-5.82189,1.57055,3.539594,0,0,-.0738,0,0,0/
    hgw=175
  endif

  if ((sorte.eq.460).and.(dbl.eq.8)) then
    data hs_c,hs_vdr,hs_vs,hs_dbr,hs_vdr_vs,hs_vdr_dbr,
    &      hs_vs_dbr,hs_vdr2,hs_vs2,hs_dbr2,hm_c,hm_vdr,hm_vs,
    &      hm_dbr,hm_vdr_vs,hm_vdr_dbr,hm_vs_dbr,hm_vdr2,hm_vs2,
    &      hm_dbr2 /130.34,27.4985,.91223,0,-.0782,0,0,-2.1002,0,
    &      0,334.47,-6.69646,-0.05998,-3.35533,0,0,.07083,0,0,0/
    hgw=200
  endif

  if ((sorte.eq.355).and.(dbl.eq.10)) then
    data hs_c,hs_vdr,hs_vs,hs_dbr,hs_vdr_vs,hs_vdr_dbr,
    &      hs_vs_dbr,hs_vdr2,hs_vs2,hs_dbr2,hm_c,hm_vdr,hm_vs,
    &      hm_dbr,hm_vdr_vs,hm_vdr_dbr,hm_vs_dbr,hm_vdr2,hm_vs2,
    &      hm_dbr2 /152.08,0,.76671,3.40962,0,0,0,0,0,-.147798,
    &      196,0,-1.36329,3.295894,0,0,0,0,.0276,-.14311/
    hgw=150
  endif

  if ((sorte.eq.460).and.(dbl.eq.10)) then
    data hs_c,hs_vdr,hs_vs,hs_dbr,hs_vdr_vs,hs_vdr_dbr,
    &      hs_vs_dbr,hs_vdr2,hs_vs2,hs_dbr2,hm_c,hm_vdr,hm_vs,
    &      hm_dbr,hm_vdr_vs,hm_vdr_dbr,hm_vs_dbr,hm_vdr2,hm_vs2,
    &      hm_dbr2 /223.35,-8.74869,.05326,3.973452,.1378,0,0,0,0,
    &      -.166357,267.9,-15.3573,-.59161,13.911095,.2601,0,0,0,
    &      0,-.574197/
    hgw=210
  endif

  hsg= hs_c+hs_vdr*vdr+hs_vs*vs+hs_dbr*dbr+hs_vdr_vs*vdr*vs+
  &      hs_vdr_dbr*vdr*dbr+hs_vs_dbr*vs*dbr+hs_vdr2*(vdr**2)+
  &      hs_vs2*(vs**2)+hs_dbr2*(dbr**2)
  hmax=hm_c+hm_vdr*vdr+hm_vs*vs+hm_dbr*dbr+hm_vdr_vs*vdr*vs+

```

```

&      hm_vdr_dbr*vdr*dbr+hm_vs_dbr*vs*dbr+hm_vdr2*(vdr**2)+
&      hm_vs2*(vs**2)+hm_dbr2*(dbr**2)

      if (Tmax.gt.1500) valno(1)=hsg
      if ((Tmax.le.1500).and.(Tmax.gt.750)) then
        valno(1)=hgw+(Tmax-750)*(hmax-hgw)/750
      endif
      if (Tmax.le.750) valno(1)=hgw

      if (nqcode.eq.-16) valno(1)=valno(1)*3.267

    endif

    return
  end
*****

  function phi(arg)

    real*8 arg, abs_arg, p0, q, t

    abs_arg=abs(arg)

    t=1/(1+.2316419*abs_arg)

    p0=.31938153*t-0.35656378*(t**2)+1.7814779*(t**3)-1.821256*(t**4)
&    +1.3302744*(t**5)

    q=exp(-(abs_arg**2)/2)/2.506628*p0

    if (arg.lt.0) then
      phi=q
    else
      phi=1-q
    endif

    return
  end
*****

  subroutine ufrord(xord,ncrd2,dispt,ndeg2,n)
c
    implicit real*8 (a-h,o-z)
    dimension xord(ncrd2),dispt(ndeg2)
    dimension coord(3)
    include '/usr/marc2001/marc2001/common/dimen'

    common /parameter/ vdr,vs,dbr,ddr,dsp,dbl,alpha,sorte,timemax,
&      xmax,rz,b,h,av,ah,xv,xh,xm,naht,a1,b1,c1,a2v,a2h,b2,c2,fq,
&      p1,p2,deform

    if (deform.eq.0) return

    pi=3.14159265359

    x=xord(1)
    y=xord(2)
    z=xord(3)

    d=dbl*1e-3

    tol=1e-4
dp

```

```

*      Bestimmung b,h Methode 1,2 oder 3

      if ((sorte.eq.355).and.(dbl.eq.19)) then
        data b_c,b_vdr,b_vs,b_dbr,b_vdr_vs,b_vdr_dbr,b_vs_dbr,b_vdr2,
&          b_vs2,b_dbr2,h_c,h_vdr,h_vs,h_dbr,h_vdr_vs,h_vdr_dbr,
&          h_vs_dbr,h_vdr2,h_vs2,h_dbr2 /27.567,1.205178,-.697185,
&          -.5048077,.04171,.066486,0,-.16902,0,0,1.343,.57265,
&          -.202299,.0564239,0,0,-.00253,0,.00196,0/
      endif

      if ((sorte.eq.355).and.(dbl.eq.8)) then
        data b_c,b_vdr,b_vs,b_dbr,b_vdr_vs,b_vdr_dbr,b_vs_dbr,b_vdr2,
&          b_vs2,b_dbr2,h_c,h_vdr,h_vs,h_dbr,h_vdr_vs,h_vdr_dbr,
&          h_vs_dbr,h_vdr2,h_vs2,h_dbr2 /10.325,5.798073,-.469738,
&          .0731481,0,0,0,-.47316,.00266,0,2.656,.751047,-.204632,
&          .2944444,0,0,0,0,.00123,-.0126543/
      endif

      if ((sorte.eq.355).and.(dbl.eq.10)) then
        data b_c,b_vdr,b_vs,b_dbr,b_vdr_vs,b_vdr_dbr,b_vs_dbr,b_vdr2,
&          b_vs2,b_dbr2,h_c,h_vdr,h_vs,h_dbr,h_vdr_vs,h_vdr_dbr,
&          h_vs_dbr,h_vdr2,h_vs2,h_dbr2 /26.149,3.216884,-.872484,
&          -.2887468,0,.047013,0,-.30904,.00756,0,4.67,1.122948,
&          -.22937,-.5418188,0,0,0,0,.00147,.021309/
      endif

      if ((sorte.eq.460).and.(dbl.eq.6)) then
        data b_c,b_vdr,b_vs,b_dbr,b_vdr_vs,b_vdr_dbr,b_vs_dbr,b_vdr2,
&          b_vs2,b_dbr2,h_c,h_vdr,h_vs,h_dbr,h_vdr_vs,h_vdr_dbr,
&          h_vs_dbr,h_vdr2,h_vs2,h_dbr2 /16.53,6.633222,-.75669,
&          -1.2104258,0,.235579,.029148,-.61957,0,-.0540514,
&          -1.3384522,-.582274,-.089971,.1249275,0,0,0,0,0,0/
      endif

      if ((sorte.eq.460).and.(dbl.eq.8)) then
        data b_c,b_vdr,b_vs,b_dbr,b_vdr_vs,b_vdr_dbr,b_vs_dbr,b_vdr2,
&          b_vs2,b_dbr2,h_c,h_vdr,h_vs,h_dbr,h_vdr_vs,h_vdr_dbr,
&          h_vs_dbr,h_vdr2,h_vs2,h_dbr2 / .9365,5.080814,-.088138,
&          .3234385,0,0,-.005056,-.42038,0,0,12.259,-.216769,
&          -.173288,-.8637696,0,.061691,0,0,.00109,.0175926/
      endif

      if ((sorte.eq.460).and.(dbl.eq.10)) then
        data b_c,b_vdr,b_vs,b_dbr,b_vdr_vs,b_vdr_dbr,b_vs_dbr,b_vdr2,
&          b_vs2,b_dbr2,h_c,h_vdr,h_vs,h_dbr,h_vdr_vs,h_vdr_dbr,
&          h_vs_dbr,h_vdr2,h_vs2,h_dbr2 /11.689,5.238102,-.337772,0,
&          0,0,0,-.4404,0,0,2.015,.909,-.330848,.312037,0,0,0,0,
&          .00294,-.0115741/
      endif

      if ((naht.eq.1).or.(naht.eq.2)) then
        b=b_c+b_vdr*vdr+b_vs*vs+h_dbr*dbr+b_vdr_vs*vdr*vs
&          +b_vdr_dbr*vdr*dbr+b_vs_dbr*vs*dbr+b_vdr2*(vdr**2)
&          +b_vs2*(vs**2)+b_dbr2*(dbr**2)
      endif

      if (naht.eq.1) then
        h=h_c+h_vdr*vdr+h_vs*vs+h_dbr*dbr+h_vdr_vs*vdr*vs
&          +h_vdr_dbr*vdr*dbr+h_vs_dbr*vs*dbr+h_vdr2*(vdr**2)
&          +h_vs2*(vs**2)+h_dbr2*(dbr**2)
      endif

*      Bestimme Schmelzbadgeometrie

      if (rz.eq.0) then

        rz=1

```

```

data bmax,ymin,ymax /0,-1e10,1e10/
data xvmin,xvmax,xhmin,xhmax /-1e10,1e10,-1e10,1e10/

do i=1,numnp
  call nodvar(0,i,coord,j,j)
  x2=coord(1)
  y2=coord(2)
  z2=coord(3)
  if ((z2-tol.le.d).and.(d.le.z2+tol)) then
    call nodvar(14,i,temp,j,j)
    if ((temp.ge.1500).and.(y2.gt.ymin)) then
      ymin=y2
      xmin=x2
    endif
  endif
enddo

do i=1,numnp
  call nodvar(0,i,coord,j,j)
  x2=coord(1)
  y2=coord(2)
  z2=coord(3)
  if ((x2-tol.le.xmin).and.(xmin.le.x2+tol).and.
&      (z2-tol.le.d).and.(d.le.z2+tol)) then
    call nodvar(14,i,temp,j,j)
    if ((temp.le.1500).and.(y2.lt.ymax)) ymax=y2
  endif
enddo

do i=1,numnp

  call nodvar(0,i,coord,j,j)
  x2=coord(1)
  y2=coord(2)
  z2=coord(3)
  call nodvar(14,i,tempmin,j,j)

  if ((z2-tol.le.d).and.(d.le.z2+tol).and.(y2-tol.le.ymin)
&      .and.(ymin.le.y2+tol).and.(tempmin.ge.1500)) then

    do k=1,numnp

      call nodvar(0,k,coord,j,j)
      x3=coord(1)
      y3=coord(2)
      z3=coord(3)
      call nodvar(14,k,tempmax,j,j)

      if ((z3-tol.le.d).and.(d.le.z3+tol).and.
&          (y3-tol.le.ymax).and.(ymax.le.y3+tol).and.
&          (x3-tol.le.x2).and.(x2.le.x3+tol).and.
&          (tempmax.le.1500)) then

        b_auto=(1500-tempmin)*(ymax-ymin)
&          / (tempmax-tempmin)+ymin

        if (b_auto.gt.bmax) then
          bmax=b_auto
          xm=x3
        endif
      endif
    enddo
  endif
enddo

```

```

*      x-Koordinate vorne/hinten, Halbachsen

      do i=1,numnp
        call nodvar(0,i,coord,j,j)
        x2=coord(1)
        y2=coord(2)
        z2=coord(3)
        if ((y2-tol.le.0).and.(0.le.y2+tol).and.
&         (z2-tol.le.d).and.(d.le.z2+tol)) then
          call nodvar(14,i,temp,j,j)

          if ((temp.le.1500).and.(x2.gt.xhmin)
&           .and.(x2.le.xm)) then
            xhmin=x2
            Thmin=temp
          endif

          if ((temp.ge.1500).and.(x2.lt.xhmax)
&           .and.(x2.le.xm)) then
            xhmax=x2
            Thmax=temp
          endif

          if ((temp.le.1500).and.(x2.lt.xvmax)
&           .and.(x2.ge.xm)) then
            xvmax=x2
            Thmax=temp
          endif

          if ((temp.ge.1500).and.(x2.gt.xvmin)
&           .and.(x2.ge.xm)) then
            xvmin=x2
            Tvmin=temp
          endif

        endif
      enddo

      xv=(1500-Tvmin)*(xvmax-xvmin)/(Tvmax-Tvmin)+xvmin
      xh=(1500-Thmin)*(xhmax-xhmin)/(Thmax-Thmin)+xhmin

      av=xv-xm
      ah=xm-xh

    endif

    if (naht.eq.3) b=bmax*2000

    if ((naht.eq.2).or.(naht.eq.3)) then
      Aoben=0.25*pi*(ddr**2)*(vdr*115/vs)-dsp*dbl
&      -tan(alpha/180*pi)*(dbl**2)-0.125*pi*(dsp**2)
      h=1.5*Aoben/b
    endif

    h=h/1000
    b=b/2000

* T an Oberflaeche (=Maximaltemperatur)

    tempmax=0

    do i=1,numnp

      call nodvar(0,i,coord,j,j)

```

```

      x2=coord(1)
      y2=coord(2)

      if ((x2-tol.le.x).and.(x.le.x2+tol).and.
&      (y2-tol.le.y).and.(y.le.y2+tol)) then
        call nodvar(14,i,temp,j,j)
        if (temp.gt.tempmax) tempmax=temp
      endif

    enddo

* Verformung

    hxy=0

    if (deform.eq.1) then

      if ((x.le.xm).and.(tempmax.le.1500).and.(y.le.b)) then
        hxy=-(h/(b**2))*(y**2)+h
      endif

    endif

    if (deform.eq.2) then

      xn=x-xm

      if ((x.ge.xm).and.(x.le.xv).and.(y.le.b)) then
        if (y.le.sqrt(1-(xn/av)**2)*b) then
          hxy=-sqrt(1-(xn/av)**2-(y/b)**2)*(0.25*d-h)
        else
          hxy=0
        endif
      endif

      if ((x.le.xm).and.(x.gt.xh).and.(y.le.b)) then
        if (y.le.sqrt(1-(xn/ah)**2)*b) then
          if (h.le.(0.25*d)) then
            hxy=-sqrt(1-(xn/ah)**2-(y/b)**2)*(0.25*d-h)
          else
            hxy=-sqrt(1-(y/b)**2)*(0.25*d-h)
          endif
        else
          hxy=-(h/(b**2))*(y**2)+h
        endif
      endif

      if ((x.le.xh).and.(y.le.b)) hxy=-(h/(b**2))*(y**2)+h

    endif

    if (z.ge.0) then
      xord(3)=hxy*(z/d)+z
    endif

    return
  end

*****

subroutine usinc(f,n,ndeg,iflag)
implicit real*8 (a-h,o-z)
dimension f(*)
dp

c      user routine to specify initial conditions and point temperature history

```

```

c
c      f          vector of initial conditions or point temperatures for this node
c      n          node number
c      ndeg       number of degrees of freedom
c      iflag      1 - initial displacements
c                2 - initial velocity
c                3 - initial temperature
c                4 - initial acceleration
c                5 - point temperatures (only for thermal stress analysis)

      common /parameter/ vdr,vs,dbr,ddr,dsp,dbl,alpha,sorte,timemax,
&      xmax,rz,b,h,av,ah,xv,xh,xm,naht,a1,b1,c1,a2v,a2h,b2,c2,fq,
&      p1,p2,deform

      dimension coord(3)

      real*8 k,lambda

      if (iflag.eq.3) then
        call nodvar(0,n,coord,j,j)
        x=coord(1)
        y=coord(2)
        z=coord(3)

        q=11.5*0.85*1e3
        v=35.7/6000
        d=10e-3

        rho=7800
        lambda=40
        cp=700
        alpha=15
        r=6e-3
        k=3/(r**2)
        a=lambda/(cp*rho)
        dt=1/(4*a*k)
        b=2*alpha/(cp*rho*d)
        z=(10e-3)-z

*      HL-Kreisquelle auf Halbkoeperper

        x=x+r+2e-3
        t=-(x/v)

        if (x.le.0) then

          f(1)=0.7*q*2*exp(-(z**2)/(4*a*t))*exp(-(y**2)/
&          (4*a*(t+dt)))/(v*cp*rho*4*3.141*a*sqrt(t*(t+dt)))

          endif

*      HL-Linienquelle in Scheibe

        if (z.lt.10e-3) then

          x=x+4e-3
          t=-(x/v)

          f(1)=f(1)+0.3*q*exp(-(y**2)/(4*a*(t+dt))-b*t)
&          /(v*d*sqrt(4*3.141*lambda*cp*rho*(t+dt)))

          endif

        f(1)=f(1)+20

        if (f(1).gt.2500) f(1)=2500

```



```
        if (f(1).lt.20)    f(1)=20
endif
return
end
```

## Unterroutinen dynamisches Modell

```

*****
*
*   MSC.Marc 2001
*   FORTRAN-Unterroutinen
*   Dynamisches Schweiss-Simulationsmodell
*   (c) 2002/2003 Patrick Mehmert
*   patrick@mehmert.de
*
*****

      subroutine ufxord(xord,ncrd,n)
      implicit real*8 (a-h,o-z)
c* * * * *
c
c   user subroutine to enter or modify nodal coordinates.
c
c* * * * *
      dimension xord(ncrd)

      common /parameter/ vdr,vs,dbr,ddr,dsp,dbl,alpha,sorte,timemax,
&      naht,a1,b1,c1,a2v,a2h,b2,c2,p1,p2,fv,fh,fp,fq,zd,b,h

      pi=3.14159265359

*   Parameter vdr[m/min],vs[cm/min],dbr[mm],ddr/dsp/dbl[mm]

      vdr=6.5
      vs =32.1
      dbr=12

      ddr=1.2
      dsp=1.5
      dbl=6

      alpha=20
      sorte=355

      pw=0.85

*   *****

      timemax=0.31/vs*6000

      naht=1

*   Quellen
*   ai,bi,ci=Achsen in [m]
*   fp Anteil Quelle1, fq Korrekturfaktor

      a1= 4e-3
      b1= 4e-3
      c1=100e-3

      a2v= 4e-3
      a2h=16e-3
      b2 =10e-3
      c2 = 6e-3

      fp=0.3

*   Leistung P=U*I, pw=Wirkungsgrad

      if (ddr.eq.1.2) p=3.84653+0.9295*vdr-0.05926*dbr-.03246*(vdr**2)
      if (ddr.eq.1.6) p=5.79000+1.5779*vdr-.065972*dbr-.07612*(vdr**2)

```

```

p=p*1000*pw

p1=p*fp
p2=p*(1-fp)

fv=(2*a2v)/(a2v+a2h)
fh=2-fv

fq=(phi(2.44948974*(dbl*1e-3)/c1)-0.5)*2
fq=1/fq

*   Nicht aendern! Integrationslaenge fuer Schichtenquelle.

zd=2e-3

*****

*   Bestimmung b,h Methode 1 oder 2

if ((sorte.eq.355).and.(dbl.eq.6)) then
    data b_c,b_vdr,b_vs,b_dbr,b_vdr_vs,b_vdr_dbr,b_vs_dbr,b_vdr2,
    &    b_vs2,b_dbr2,h_c,h_vdr,h_vs,h_dbr,h_vdr_vs,h_vdr_dbr,
    &    h_vs_dbr,h_vdr2,h_vs2,h_dbr2 /27.567,1.205178,-.697185,
    &    -.5048077,.04171,.066486,0,-.16902,0,0,1.343,.57265,
    &    -.202299,.0564239,0,0,-.00253,0,.00196,0/
endif

if ((sorte.eq.460).and.(dbl.eq.6)) then
    data b_c,b_vdr,b_vs,b_dbr,b_vdr_vs,b_vdr_dbr,b_vs_dbr,b_vdr2,
    &    b_vs2,b_dbr2,h_c,h_vdr,h_vs,h_dbr,h_vdr_vs,h_vdr_dbr,
    &    h_vs_dbr,h_vdr2,h_vs2,h_dbr2 /16.53,6.633222,-.75669,
    &    -1.2104258,0,.235579,.029148,-.61957,0,-.0540514,-1.3384522,
    &    .582274,-.089971,.1249275,0,0,0,0,0,0/
endif

if ((sorte.eq.355).and.(dbl.eq.8)) then
    data b_c,b_vdr,b_vs,b_dbr,b_vdr_vs,b_vdr_dbr,b_vs_dbr,b_vdr2,
    &    b_vs2,b_dbr2,h_c,h_vdr,h_vs,h_dbr,h_vdr_vs,h_vdr_dbr,
    &    h_vs_dbr,h_vdr2,h_vs2,h_dbr2 /10.325,5.798073,-.469738,
    &    .0731481,0,0,0,-.47316,.00266,0,2.656,.751047,-.204632,
    &    .2944444,0,0,0,0,.00123,-.0126543/
endif

if ((sorte.eq.460).and.(dbl.eq.8)) then
    data b_c,b_vdr,b_vs,b_dbr,b_vdr_vs,b_vdr_dbr,b_vs_dbr,b_vdr2,
    &    b_vs2,b_dbr2,h_c,h_vdr,h_vs,h_dbr,h_vdr_vs,h_vdr_dbr,
    &    h_vs_dbr,h_vdr2,h_vs2,h_dbr2 /.9365,5.080814,-.088138,
    &    .3234385,0,0,-.005056,-.42038,0,0,12.259,-.216769,-.173288,
    &    -.8637696,0,.061691,0,0,.00109,.0175926/
endif

if ((sorte.eq.355).and.(dbl.eq.10)) then
    data b_c,b_vdr,b_vs,b_dbr,b_vdr_vs,b_vdr_dbr,b_vs_dbr,b_vdr2,
    &    b_vs2,b_dbr2,h_c,h_vdr,h_vs,h_dbr,h_vdr_vs,h_vdr_dbr,
    &    h_vs_dbr,h_vdr2,h_vs2,h_dbr2 /26.149,3.216884,-.872484,
    &    -.2887468,0,.047013,0,-.30904,.00756,0,4.67,1.122948,
    &    -.22937,-.5418188,0,0,0,0,.00147,.021309/
endif

if ((sorte.eq.460).and.(dbl.eq.10)) then
    data b_c,b_vdr,b_vs,b_dbr,b_vdr_vs,b_vdr_dbr,b_vs_dbr,b_vdr2,
    &    b_vs2,b_dbr2,h_c,h_vdr,h_vs,h_dbr,h_vdr_vs,h_vdr_dbr,
    &    h_vs_dbr,h_vdr2,h_vs2,h_dbr2 /11.689,5.238102,-.337772,0,0,0,
    &    0,-.4404,0,0,2.015,.909,-.330848,.312037,0,0,0,0,.00294,
    &    -.0115741/

```

```

endif

b=b_c+b_vdr*vdr+b_vs*vs+b_dbr*dbr+b_vdr_vs*vdr*vs
& +b_vdr_dbr*vdr*dbr+b_vs_dbr*vs*dbr+b_vdr2*(vdr**2)
& +b_vs2*(vs**2)+b_dbr2*(dbr**2)

if (naht.eq.1) then
  h=h_c+h_vdr*vdr+h_vs*vs+h_dbr*dbr+h_vdr_vs*vdr*vs
& +h_vdr_dbr*vdr*dbr+h_vs_dbr*vs*dbr+h_vdr2*(vdr**2)
& +h_vs2*(vs**2)+h_dbr2*(dbr**2)
else
  Aoben=0.25*pi*(dbr**2)*(vdr*100/vs)-dsp*dbl
& -tan(alpha/180*pi)*(dbl**2)-0.125*pi*(dsp**2)
  h=1.5*Aoben/b
endif

h=h/1000
b=b/2000

* Verformung

x=xord(1)
y=xord(2)
z=xord(3)

d=dbl*1e-3

if ((y.le.b).and.(z.ge.0)) then
  xord(3)=- (h/(b**2))*(y**2)+h
  xord(3)=xord(3)*(z/d)+z
endif

return
end

*****

      subroutine flux(f,temflu,mibody,time)
      implicit real*8 (a-h,o-z)
      dimension mibody(*),temflu(*)
c* * * * *
c
c      user subroutine for non-uniform flux input.
c
c      f          flux value (to be defined)
c
c      temflu(1)   estimated temperature
c      temflu(2)   previous volumetric flux
c      temflu(3)   temperature at beginning of increment
c      temflu(4,5,6) integration point coordinates
c      mibody(1)   element number
c      mibody(2)   flux type
c      mibody(3)   integration point number
c      mibody(4)   flux index
c      mibody(5)   not used
c      mibody(6)   =1 : heat transfer
c                  =2 : joule
c                  =3 : bearing
c                  =4 : electrostatic
c                  =5 : magnetostatic
c                  =6 : acoustic
c      mibody(8)   layer number for heat transfer shells elements
c                  and volume flux
c      time        time
c
c* * * * *

```

```

common /parameter/ vdr,vs,dbr,ddr,dsp,dbl,alpha,sorte,timemax,
&      naht,a1,b1,c1,a2v,a2h,b2,c2,p1,p2,fv,fh,fp,fq,zd,b,h

if (time.gt.timemax) then
  f=0
  return
endif

* Koordinaten

x=temflu(4)
y=temflu(5)
z=temflu(6)

index=mibody(4)

t=time
v=vs/6000
d=dbl*1e-3

* Schichtenquelle dynamisch

if ((index.ge.12).and.(index.le.15)) then

  x=x-v*t-(2e-3)
  z=(index-12.0)*2.0*(1e-3)

  f1=sqrt(1-(z**2)/(c1**2))
  f2=sqrt(1-(z**2)/(c2**2))

  a1n=a1*f1
  b1n=b1*f1

  a2vn=a2v*f2
  a2hn=a2h*f2
  b2n=b2*f2

*      Wichtig! Achsen>0 sonst Division durch 0!

  if (a1n.lt.1e-4) a1n=1e-4
  if (b1n.lt.1e-4) b1n=1e-4
  if (a2vn.lt.1e-4) a2vn=1e-4
  if (a2hn.lt.1e-4) a2hn=1e-4
  if (b2n.lt.1e-4) b2n=1e-4

  z0=z-0.5*zd
  z1=z0+zd
  if (z0.lt.0) z0=0
  if (z1.gt.d) z1=d

  f1=(phi(2.4494897*z1/c1)-phi(2.4494897*z0/c1))*9.7979589/c1
  f2=(phi(2.4494897*z1/c2)-phi(2.4494897*z0/c2))*9.7979589/c2

c      Numerisch (alternativ)
c
c      f1=(exp(-3*(z0**2)/(c1**2))+2*exp(-3*(z**2)/(c1**2))
c      &      +exp(-3*(z1**2)/(c1**2)))*(z1-z0)*0.25*1.95441/c1
c      f2=(exp(-3*(z0**2)/(c2**2))+2*exp(-3*(z**2)/(c2**2))
c      &      +exp(-3*(z1**2)/(c2**2)))*(z1-z0)*0.25*1.95441/c2

  f=p1*f1*fq*0.954929*exp(-3*((x/a1n)**2+(y/b1n)**2))
  &      /(a1n*b1n)

  if (x.ge.0) then

```

```

        f=f+p2*f2*fv*0.954929*exp(-3*((x/a2vn)**2+(y/b2n)**2))
&      / (a2vn*b2n)
      else
        f=f+p2*f2*fh*0.954929*exp(-3*((x/a2hn)**2+(y/b2n)**2))
&      / (a2hn*b2n)
      endif
    endif

*  Volumenquelle

    if ((index.eq.1).and.(z.ge.0)) then

      x=x-v*t-(2e-3)
      z=d-z

      f=fq*p1*1.86632412*exp(-3.0*((x/a1)**2+(y/b1)**2+(z/c1)**2))
&      / (a1*b1*c1)

      if (x.ge.0) then
        f=f+p2*fv*1.86632412*exp(-3.0*((x/a2v)**2+(y/b2)**2+(z/c2)
&      **2))/(a2v*b2*c2)
      else
        f=f+p2*fh*1.86632412*exp(-3.0*((x/a2h)**2+(y/b2)**2+(z/c2)
&      **2))/(a2h*b2*c2)
      endif
    endif

*  Flaechenquelle

    if (index.eq.16) then
      x=x-v*t-(2e-3)
      r=6e-3
      f=p*0.954929658*exp(-3*(x**2+y**2)/(r**2))/(r**2)
    endif

*  Angepasste Volumenquelle

    if ((index.eq.19).and.(z.ge.0)) then

      x=x-v*t-(2e-3)

      if (y.le.b) then
        hy=-(h/(b**2))*(y**2)+h
      else
        hy=0
      endif

      z=z-d-hy

      c1n=c1+hy
      c2n=c2+hy

      fq=(phi(2.44948974*(d+hy)/c1n)-0.5)*2
      fq=1/fq

      f=fq*p1*1.86632412*exp(-3.0*((x/a1)**2+(y/b1)**2+(z/c1n)**2))
&      / (a1*b1*c1n)

      if (x.ge.0) then
        f=f+p2*fv*1.86632412*exp(-3.0*((x/a2v)**2+(y/b2)**2+(z/c2n)
&      **2))/(a2v*b2*c2n)
      else
        f=f+p2*fh*1.86632412*exp(-3.0*((x/a2h)**2+(y/b2)**2+(z/c2n)

```

```

&      **2))/(a2h*b2*c2n)
endif

endif

      f=f/2

return
end

*****

function phi(arg)

real*8 arg, abs_arg, p0, q, t

abs_arg=abs(arg)

t=1/(1+.2316419*abs_arg)

p0=.31938153*t-0.35656378*(t**2)+1.7814779*(t**3)-1.821256*(t**4)
&   +1.3302744*(t**5)

q=exp(-(abs_arg**2)/2)/2.506628*p0

if (arg.lt.0) then
  phi=q
else
  phi=1-q
endif

return
end

*****

      subroutine upstno(nqcode,nodeid,verno,nqncomp,nqtype,
*                      nqaver,nqcomptype,nqdatatype,
*                      nqcompname)
      implicit real*8 (a-h,o-z)

c
c      dimension verno(*)
c      character*24 nqcompname(*)
c
c input:  nqcode      user nodal post code , e.g. -1
c         nodeid     node id
c         nqcompname  not used (future expansion)
c output: verno()    nodal values
c         nqncomp    number of values in verno
c         nqtype     0 = scalar
c                   1 = vector
c         nqaver     only for DDM 0 = sum over domains
c                   1 = average over domains
c         nqcomptype 0 = global coordinate system (x,y,z)
c         nqdatatype 0 = default
c
c call nodvar(icod,nodeid,verno,nqncomp,nqdatatype)
c
c output: verno
c         nqncomp
c         nqdatatype
c
c input:  nodeid

      real c,si,mn,p,s,n,al,cu,cr,ni,mo,v,ti,nb,w

```

```

real ln_ta, ln_ta2, mart

include '/usr/marc2001/marc2001/common/dimen'
include '/usr/marc2001/marc2001/common/creeps'

dimension coord(3)

common /parameter/ vdr,vs,dbr,ddr,dsp,dbl,alpha,sorte,timemax,
&      naht,a1,b1,c1,a2v,a2h,b2,c2,p1,p2,fv,fh,fp,fq,zd,b,h

common /c85/      zmin500(20000),zmax500(20000),Tmin500(20000),
& Tmax500(20000),zmin800(20000),zmax800(20000),Tmin800(20000),
& Tmax800(20000),zmin850(20000),zmax850(20000),Tmin850(20000),
& Tmax850(20000),Tmax(20000)

if (inc.eq.1) then

  do i=1,numnp
    zmin850(i)=-1
    zmax850(i)=1e10
    Tmin850(i)=-1
    Tmax850(i)=1e10
    zmin800(i)=-1
    zmax800(i)=1e10
    Tmin800(i)=-1
    Tmax800(i)=1e10
    zmin500(i)=-1
    zmax500(i)=1e10
    Tmin500(i)=-1
    Tmax500(i)=1e10
    Tmax(i)=-1
  enddo

endif

nqncomp=1

i=nodeid

zeit=cptim
call nodvar(14,i,temp,j,j)

if (temp.gt.Tmax(i)) Tmax(i)=temp

if ((temp.ge.850).and.(zmin850(i).lt.zeit)) then
  zmin850(i)=zeit
  Tmax850(i)=temp
endif

if ((temp.le.850).and.(zmax850(i).gt.zeit).and.
& (zeit.ge.zmin850(i))) then
  zmax850(i)=zeit
  Tmin850(i)=temp
endif

if ((temp.ge.800).and.(zmin800(i).lt.zeit)) then
  zmin800(i)=zeit
  Tmax800(i)=temp
endif

if ((temp.le.800).and.(zmax800(i).gt.zeit).and.
& (zeit.ge.zmin800(i))) then
  zmax800(i)=zeit
  Tmin800(i)=temp
endif

```



```

        if ((temp.ge.500).and.(zmin500(i).lt.zeit)) then
            zmin500(i)=zeit
            Tmax500(i)=temp
        endif

        if ((temp.le.500).and.(zmax500(i).gt.zeit).and.
&      (zeit.ge.zmin500(i))) then
            zmax500(i)=zeit
            Tmin500(i)=temp
        endif

* Berechnung t85, ta

        z500=(500-Tmax500(i))*(zmax500(i)-zmin500(i))/(Tmin500(i)
&      -Tmax500(i))+zmin500(i)
        z800=(800-Tmax800(i))*(zmax800(i)-zmin800(i))/(Tmin800(i)
&      -Tmax800(i))+zmin800(i)
        z850=(850-Tmax850(i))*(zmax850(i)-zmin850(i))/(Tmin850(i)
&      -Tmax850(i))+zmin850(i)

        if ((zmax800(i).lt.1e10).and.(zmax500(i).lt.1e10).and.
&      (zmin800(i).gt.-1).and.(zmin500(i).gt.-1)) then
            t85=z500-z800
        else
            t85=-1
        endif

        if ((zmax850(i).lt.1e10).and.(zmax500(i).lt.1e10).and.
&      (zmin850(i).gt.-1).and.(zmin500(i).gt.-1)) then
            ta=z500-z850
        else
            ta=-1
        endif

        if (t85.lt.-1) t85=-1
        if (ta.lt.-1) ta=-1

        if (nqcode.eq.-1) valno(1)=t85
        if (nqcode.eq.-2) valno(1)=ta
        if (nqcode.eq.-3) valno(1)=Tmax(i)

*****

        if (ta.gt.0) then

*      Chemische Zusammensetzungen

            if ((nqcode.le.-4).and.(nqcode.ge.-14)) then

                if ((sorte.eq.355).and.(dbl.eq.6)) then
                    data c,si,mn,p,s,n,al,cu,cr,ni,mo,v,ti,nb,w
&                      /0.18,0.33,1.1,0.013,0.003,0.003,0.042,0.22,0.04,0.18,
&                      0,0,0,0.01,0/
                endif

                if ((sorte.eq.460).and.(dbl.eq.6)) then
                    data c,si,mn,p,s,n,al,cu,cr,ni,mo,v,ti,nb,w
&                      /0.166,0.44,1.612,0.016,0.003,0.009,0.036,0.03,0.034,
&                      0.085,0.006,0.156,0.004,0.004,0.0/
                endif

                if ((sorte.eq.355).and.(dbl.eq.8)) then
                    data c,si,mn,p,s,n,al,cu,cr,ni,mo,v,ti,nb,w
&                      /.175,.325,1.115,.011,.005,.006,.033,.22,.03,.165,.01,
&                      0,0,.02,0/
                endif
            endif
        endif

```

```

        if ((sorte.eq.460).and.(dbl.eq.8)) then
            data c,si,mn,p,s,n,al,cu,cr,ni,mo,v,ti,nb,w
&            /.146,.534,1.59,.016,.001,.005,.038,.025,.092,.029,
&            .018,.13,.002,.035,0/
        endif

        if ((sorte.eq.355).and.(dbl.eq.10)) then
            data c,si,mn,p,s,n,al,cu,cr,ni,mo,v,ti,nb,w
&            /.082,.278,1.12,.01,.001,.005,.038,.012,.029,.036,.01,
&            0,.008,.018,0/
        endif

        if ((sorte.eq.460).and.(dbl.eq.10)) then
            data c,si,mn,p,s,n,al,cu,cr,ni,mo,v,ti,nb,w
&            /.18,.46,1.59,.015,.002,.01,.05,.02,.04,.04,.01,.14,
&            .01,0,0/
        endif

        ln_ta=log(ta)
        ln_ta2=ln_ta**2

    endif

***  Mechanische Eigenschaften

*    C-Aequivalente

        if ((nqcode.le.-4).and.(nqcode.ge.-8)) then

            cae=c+si/24+mn/6+cr/5+ni/40+mo/4+v/14
            pc =c+si/30+mn/20+cr/20+ni/60+mo/15+v/10+cu/20

        endif

*    HV30

        if (nqcode.eq.-4) then
            valno(1)=323.6-114.6*ln_ta+11.33*ln_ta2+123.7*ln_ta*cae
&            -15.58*ln_ta2*cae-1299*c-79.11*si-120.7*mn-539*cr
&            +79.22*ni+2830*cr*c+620.8*cae+875.4*pc
        endif

*    Rp02

        if (nqcode.eq.-5) then
            valno(1)=877.9-397.6*ln_ta+46.37*ln_ta2+551.1*ln_ta*cae
&            -75.43*ln_ta2*cae-3466*c-168.3*si-608.4*mn-1983*cr
&            +155.4*ni+9364*c*cr+3602*cae
        endif

*    Rm

        if (nqcode.eq.-6) then
            valno(1)=978.9-350.6*ln_ta+34.32*ln_ta2+461.7*ln_ta*cae
&            -56.1*ln_ta2*cae-4504*c-278.4*si-477.6*mn-1704*cr
&            +159.4*ni+7858*cr*c+2526*cae+2409*pc
        endif

*    A5

        if (nqcode.eq.-7) then
            valno(1)=-10.88+22.76*ln_ta-2.242*ln_ta2-42.63*ln_ta*cae
&            +4.701*ln_ta2*cae+10.68*mn+33.71*cr-4.531*ni
&            -125.3*cr*c
        endif

```

```

*      Z

      if (nqcode.eq.-8) then
        valno(1)=58.48+6.65*ln_ta-6.703*ln_ta*cae-154.1*c+18.17*cr
&        -13.03*ni-25.11*cae
      endif

*      K

      if (nqcode.eq.-9) then
        valno(1)=21.055+97.224*c*si+22.413*c*mn+3.452*si*mn
&        -579.397*(c**2)-20.146*(si**2)-2.768*(mn**2)
&        +0.5091*ta-0.01441*(ta**2)+0.0001218*(ta**3)
      endif

**** Gefuegebestandteile + KC

      if ((nqcode.le.-10).and.(nqcode.ge.-14)) then

        tm =-2.1+15.5*c+0.96*mn+0.84*si+0.77*cr+0.74*mo+0.7*ni
&        +0.3*v+4*a1+0.5*w+0.8*cu-13.5*(c**2)
        sm =0.56-0.41*c+0.1*mn+0.14*cr-0.3*mo+2.7*ti-1.1*nb
&        +0.5*cu+1.7*c*mo
        tfp=0.34+5.2*c+1.8*mn+0.53*si+0.33*cr+2.9*mo+1.3*ni+1.5*w
&        +1.0*cu-5.1*(c**2)
        sfp=0.91-0.9*c+0.09*mn+0.08*cr+0.34*mo+0.15*ni+0.85*v
&        +2.2*ti+0.43*w
        tf =0.66+10*c+1.3*mn-0.48*si+1.3*cr+1.5*mo+1.2*ni-1.4*w
&        +3.5*c*mn-5.9*(c**2)
        sf =1.23+0.17*mn-0.37*si+0.3*cr-0.5*mo+0.31*ni+0.09*nb
&        -0.43*w-0.3*cu

        fmax=100*(1-((c-0.02)/(0.81-0.11*mn-0.05*mo)))

        mart=100*(1-phi((ln_ta-tm)/sm))

        fp=100*phi((ln_ta-tfp)/sfp)

        ferr=fmax*phi((ln_ta-tf)/sf)

        perl=fp-ferr

        bain=100-mart-fp

        if (perl.lt.0) perl=0
        if (bain.lt.0) bain=0

      endif

*      KC

      if (nqcode.eq.-10) then
        valno(1)=(1.06-2.8*c+1.3*(c**2)-0.081*mn+0.054*ln_ta)*mart
&        +(1.3-1.6*c-0.08*mn)*bain+(1.47-1.8*c+0.8*(c**2)
&        -0.076*mn-0.045*ln_ta)*fp
      endif

*      Gefuege

      if (nqcode.eq.-11) valno(1)=ferr
      if (nqcode.eq.-12) valno(1)=perl
      if (nqcode.eq.-13) valno(1)=bain
      if (nqcode.eq.-14) valno(1)=mart

```

```

***
else
    if ((nqcode.le.-4).and.(nqcode.ge.-10)) valno(1)=-1
    if (nqcode.eq.-11) valno(1)=100
    if ((nqcode.le.-12).and.(nqcode.ge.-14)) valno(1)=0

endif

*** Empirisches Haertemodell

if (nqcode.eq.-15) then

    if ((sorte.eq.355).and.(dbl.eq.6)) then
        data hs_c,hs_vdr,hs_vs,hs_dbr,hs_vdr_vs,hs_vdr_dbr,
&          hs_vs_dbr,hs_vdr2,hs_vs2,hs_dbr2,hm_c,hm_vdr,hm_vs,
&          hm_dbr,hm_vdr_vs,hm_vdr_dbr,hm_vs_dbr,hm_vdr2,hm_vs2,
&          hm_dbr2 /139.4,7.53002,1.04416,3.604299,0,0,0,-.6777,0,
&          -.140977,148.2,0,1.27636,10.386972,0,0,0,0,-.455526/
        hgw=170
    endif

    if ((sorte.eq.460).and.(dbl.eq.6)) then
        data hs_c,hs_vdr,hs_vs,hs_dbr,hs_vdr_vs,hs_vdr_dbr,
&          hs_vs_dbr,hs_vdr2,hs_vs2,hs_dbr2,hm_c,hm_vdr,hm_vs,
&          hm_dbr,hm_vdr_vs,hm_vdr_dbr,hm_vs_dbr,hm_vdr2,hm_vs2,
&          hm_dbr2 /265.9,-7.16735,1.03697,-11.143896,0,.60377,0,
&          0,0,.374872,492.5,-38.86447,-6.83669,0,0,0,0,2.3105,
&          .156,0/
        hgw=175
    endif

    if ((sorte.eq.355).and.(dbl.eq.8)) then
        data hs_c,hs_vdr,hs_vs,hs_dbr,hs_vdr_vs,hs_vdr_dbr,
&          hs_vs_dbr,hs_vdr2,hs_vs2,hs_dbr2,hm_c,hm_vdr,hm_vs,
&          hm_dbr,hm_vdr_vs,hm_vdr_dbr,hm_vs_dbr,hm_vdr2,hm_vs2,
&          hm_dbr2 /177,-1.26108,.76251,.648148,0,0,0,0,0,0,
&          200.45,-5.82189,1.57055,3.539594,0,0,-.0738,0,0,0/
        hgw=150
    endif

    if ((sorte.eq.460).and.(dbl.eq.8)) then
        data hs_c,hs_vdr,hs_vs,hs_dbr,hs_vdr_vs,hs_vdr_dbr,
&          hs_vs_dbr,hs_vdr2,hs_vs2,hs_dbr2,hm_c,hm_vdr,hm_vs,
&          hm_dbr,hm_vdr_vs,hm_vdr_dbr,hm_vs_dbr,hm_vdr2,hm_vs2,
&          hm_dbr2 /130.34,27.4985,.91223,0,-.0782,0,0,-2.1002,0,
&          0,334.47,-6.69646,-0.05998,-3.35533,0,0,.07083,0,0,0/
        hgw=200
    endif

    if ((sorte.eq.355).and.(dbl.eq.10)) then
        data hs_c,hs_vdr,hs_vs,hs_dbr,hs_vdr_vs,hs_vdr_dbr,
&          hs_vs_dbr,hs_vdr2,hs_vs2,hs_dbr2,hm_c,hm_vdr,hm_vs,
&          hm_dbr,hm_vdr_vs,hm_vdr_dbr,hm_vs_dbr,hm_vdr2,hm_vs2,
&          hm_dbr2 /152.08,0,.76671,3.40962,0,0,0,0,0,-.147798,
&          196,0,-1.36329,3.295894,0,0,0,0,.0276,-.14311/
        hgw=200
    endif

    if ((sorte.eq.460).and.(dbl.eq.10)) then
        data hs_c,hs_vdr,hs_vs,hs_dbr,hs_vdr_vs,hs_vdr_dbr,
&          hs_vs_dbr,hs_vdr2,hs_vs2,hs_dbr2,hm_c,hm_vdr,hm_vs,
&          hm_dbr,hm_vdr_vs,hm_vdr_dbr,hm_vs_dbr,hm_vdr2,hm_vs2,
&          hm_dbr2 /223.35,-8.74869,.05326,3.973452,.1378,0,0,0,0,
&          -.166357,267.9,-15.3573,-.59161,13.911095,.2601,0,0,0,
&          0,-.574197/

```

```

        hgw=210
    endif

    hsg= hs_c+hs_vdr*vdr+hs_vs*vs+hs_dbr*dbr+hs_vdr_vs*vdr*vs+
&      hs_vdr_dbr*vdr*dbr+hs_vs_dbr*vs*dbr+hs_vdr2*(vdr**2)+
&      hs_vs2*(vs**2)+hs_dbr2*(dbr**2)
    hmax=hm_c+hm_vdr*vdr+hm_vs*vs+hm_dbr*dbr+hm_vdr_vs*vdr*vs+
&      hm_vdr_dbr*vdr*dbr+hm_vs_dbr*vs*dbr+hm_vdr2*(vdr**2)+
&      hm_vs2*(vs**2)+hm_dbr2*(dbr**2)

    if (Tmax(i).gt.1500) valno(1)=hsg
    if ((Tmax(i).le.1500).and.(Tmax(i).gt.750)) then
        valno(1)=hgw+(Tmax(i)-750)*(hmax-hgw)/750
    endif
    if (Tmax(i).le.750) valno(1)=hgw

endif

return
end

```

# **Lebenslauf**

## **Persönliche Daten**

Patrick Mehmert

geboren am 7.12.1972 in Heessen jetzt Hamm

verheiratet, 1 Kind

deutsche Staatsangehörigkeit

## **Ausbildung**

1979-83      Grundschule "Am Wiehagen" in Werne

1983-92      Gymnasium "St. Christophorus" in Werne,  
Abschluß mit Allgemeiner Hochschulreife

1992          Aufnahme des Studiums der Technomathematik  
an der Technischen Universität Clausthal

1995          Bestehen der Diplomvorprüfung

2000          Abschluß des Studium, Diplom in Mathematik

## **Berufstätigkeit**

2000          Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Schweißtechnik  
und Trennende Fertigungsverfahren der TU Clausthal